



KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung

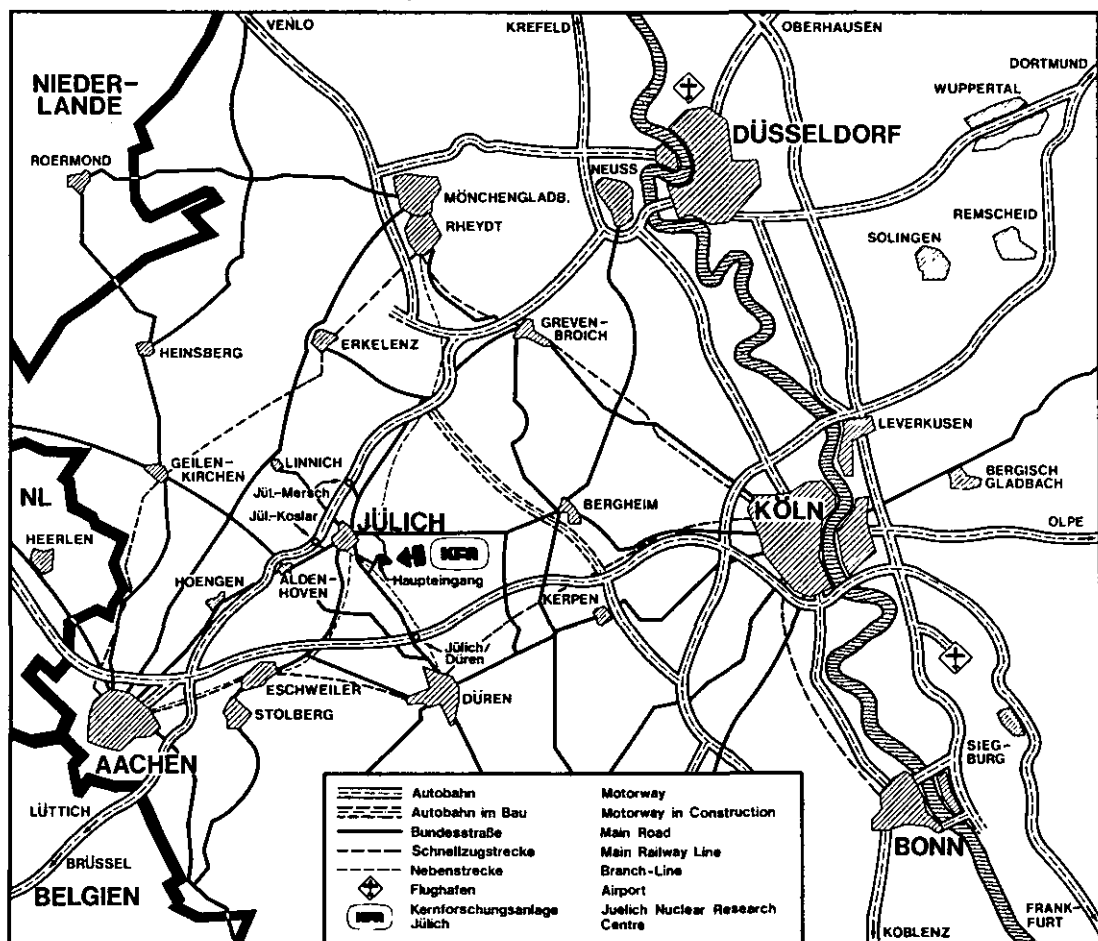
**Sicherheitsstudie
für Hochtemperaturreaktoren
unter deutschen Standortbedingungen**

**Ergänzungsband mit vertiefenden Ausarbeitungen
beteiligter Stellen zum Ergebnisbericht Jül-Spez-19**

„Kritische Bewertung der AIPA-Studie“

**Jül - Spez - 20
September 1978**

ISSN 0343-7639



Als Manuskript gedruckt

Spezielle Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 20

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung Jül - Spez - 20

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH,
Jülich, Bundesrepublik Deutschland

ACHTUNG!

Die Reihenfolge der Kapitel wurde irrtümlich vertauscht.

Reihenfolge der Kapitel im Bericht:

1-8; 14-24; 9-13

**Sicherheitsstudie
für Hochtemperaturreaktoren
unter deutschen Standortbedingungen**

**Ergänzungsband mit vertiefenden Ausarbeitungen
beteiligter Stellen zum Ergebnisbericht Jül-Spez-19
„Kritische Bewertung der AIPA-Studie“**

Das Vorhaben wird unter dem Kennzeichen SR 133 vom Bundesminister des Innern gefördert.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung der vom Auftragnehmer eingeschalteten Stellen wieder und muß nicht mit der Meinung des auftraggebenden BMI übereinstimmen.

INHALTSVERZEICHNIS

1. ASPEKTE DER WAHRSCHEINLICHKEITSBEWERTUNG IN DER AIPA-STUDIE
J. Döhler, K.D. Röthig
Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der
Kernforschungsanlage Jülich
2. EIN BEITRAG ZUR BEWERTUNG DER IN DER AIPA-STUDIE ANGE-
WANDTEN STATISTISCHEN METHODEN
Institut für Kerntechnik der TU Berlin
3. BEHANDLUNG DER 'PERSONALASPEKTE' IN DER
AIPA-STUDIE
P. Linnertz
Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der
Kernforschungsanlage Jülich
- 4a. GUTACHTEN ZUM OPERATEUR-MODELL DER AIPA-STUDIE OBER DIE
SICHERHEIT VON HOCHTEMPERATUR-REAKTOREN
Lehrstuhl für Psychologie der TU München
M. Huttenlocher, C. Graf Hoyos
- 4b. FACHLICHE BEGUTACHTUNG DES KAPITELS 4,4 "HUMAN OPERATOR
RELIABILITY" DER AIPA-HTR-SICHERHEITSSTUDIE
Institut für Informationsverarbeitung in Technik und
Biologie der Fraunhofer-Gesellschaft e.V., Karlsruhe
W. Schumacher
5. STELLUNGNAHME ZU KAPITEL 4.5 UND 4.7, BAND II DER
AIPA-STUDIE
Lehrstuhl für Statistik der TH Aachen
B. Rauhut, E. Krug
6. KRITISCHE BEWERTUNG DES LOSEP-STÖRFALLS DER AIPA-STUDIE
Interatom, Bergisch-Gladbach 1
Wehling

7. DARSTELLUNG UND KRITISCHE BEWERTUNG DER SEISMOLOGISCHEN GRUNDLAGEN DER AIPA-STUDIE
L. Ahorner
Erdbebenstation der Universität Köln in Bensberg,
Bergisch-Gladbach 1
8. KRITIK DER WAHRSCHEINLICKEITSANSÄTZE DER AIPA-STUDIE FÜR SYSTEMVERSAGEN BEI ERDBEBEN
Interatom, Bergisch-Gladbach 1
W. Rosenhauer, K. Peters
9. KRITISCHE BEWERTUNG DER VERSAGENSWAHRSCHEINLICHKEIT VON KOMPONENTEN IN ABHÄNGIGKEIT VON DER ERDBEBENBEANSPRUCHUNG
Institut für Maschinenelemente und Maschinengestaltung der TH Aachen
H. Peeken, Ch. Troeder
10. NOTIZ ÜBER GESPRÄCH ZUM KOMPONENTENVERHALTEN BEI ERDBEBEN
GRS, Köln
11. ABSCHÄTZUNG DER VERSAGENSWAHRSCHEINLICHKEIT DES SPANNBETONBEHÄLTERS HTR 1160 IM BETRIEBSZUSTAND
Institut für Bauingenieurwesen III der TU München
R. Rackwitz
12. VERHALTEN VON MASSIGEN BETONSTRUKTUREN IM HOCHTEMPERATURBEREICH
Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der TU Braunschweig
K. Kordina, U. Schneider
13. STELLUNGNAHME ZUR AIPA-STUDIE IN BEZUG AUF DEN SPANNBETONBEHÄLTER
Beratende Ingenieure
Prof. Dr. Zerna - Dr. Schnellenbach, Bochum

14. STELLUNGNAHME ZUR AIPA-STUDIE IN BEZUG AUF DIE SPANNBETON-SICHERHEITSUMSCHLIEßUNG (CONTAINMENT)
Beratende Ingenieure
Prof. Dr. Zerna - Dr. Schnellenbach, Bochum
15. DARSTELLUNG, KRITIK UND BEWERTUNG ZUM THEMENKREIS "THERMODYNAMIK" IN DER AIPA-STUDIE
A. Badur
Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich
16. KRITISCHE BEWERTUNG DER AIPA-STUDIE BEZOGLICH DER ASPEKTE ZUR "SPALTPRODUKTFREISETZUNG AUS Brennelementen UND PRIMÄRKREIS"
A. Müller
Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich
17. STELLUNGNAHME ZUR AIPA-STUDIE, Bd V UND VI, SPALTPRODUKTFREISETZUNG AUS COATED PARTICLES
W. Amian, D. Stöver
Institut für Reaktorentwicklung der Kernforschungsanlage Jülich
18. STELLUNGNAHME ZU EINIGEN IN DER AIPA-STUDIE VERWENDETEN DAMPFDRUCKDATEN
K. Hilpert
Institut für angewandte Physikalische Chemie der Kernforschungsanlage Jülich
19. STELLUNGNAHME ZUR PLATE-OUT-BEHANDLUNG IN DER AIPA-STUDIE
N. Iniotakis
Institut für Reaktorbauelemente der Kernforschungsanlage Jülich

20. SPALTPRODUKTVERHALTEN IM CONTAINMENT
Bonnenberg + Drescher, Aldenhoven
H. Geiser, W. Weyer
21. KRITISCHE BEWERTUNG DES IN DER AIPA-STUDIE ANGEWANDTEN
DOSISMODELLS
H. Geiß
Zentralabteilung Strahlenschutz der
Kernforschungsanlage Jülich
22. REKRITIKALITÄTSEFFEKTE
H. Talarek +
Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der
Kernforschungsanlage Jülich
23. ANTWORTEN DER GENERAL ATOMIC COMP. AUF VERSTÄNDNISFRAGEN
DER KFA - ISF
24. NOTIZEN DER KFA - ISF

+) jetzt Institut für Kernphysik der KFA

1. ASPEKTE DER WAHRSCHEINLICHKEITSBEWERTUNG IN DER AIPA-STUDIE

J. DÖHLER, K.D. RÖTHIG

INSTITUT FÜR NUKLEARE SICHERHEITSFORSCHUNG DER
KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH

Aspekte der Wahrscheinlichkeitsbewertung
in der AIPA-Studie

von

J. Döhler und K.D. Röthig

Inhalt:

1. Einleitung
2. Wahrscheinlichkeitsbewertung der Störfallabläufe
 - 2.1 Entwicklung der Störfallablaufdiagramme
 - 2.2 Berechnung der Sequenzwahrscheinlichkeit
 - 2.3 Behandlung von Abhängigkeiten zwischen Systemen
 - 2.4 Behandlung der Unsicherheiten
3. Methoden zur Zuverlässigkeitsbewertung von Systemen
 - 3.1 Blockdiagramm-Methode
 - 3.2 Fehlerbaum-Methode
 - 3.3 Common Mode Fehler
4. Zusammenfassung

Anhang 1 Literatur

Anhang 2 Abbildungen

1. Einleitung

Eine detaillierte Quantifizierung des Risikos von Kernkraftwerken geschah erstmals durch die Reactor Safety Study (RSS) /1/ und demonstrierte die Anwendbarkeit von Analysemethoden aus der Zuverlässigkeitstechnik, die zuvor hauptsächlich bei der NASA und in Großbritannien bei Verwendung einer guten Datenbasis zu nützlichen Ergebnissen führten /2/, /3/.

Die für einen gasgekühlten Hochtemperaturreaktor durchgeführte AIPA-Studie /4/ verwendet diese etablierten Techniken, die in Vol. II ausführlich beschrieben sind. Sie muß aber zum Teil durch neue Ansätze die Tatsache umgehen, daß der Systemanalyse nicht eine gebaute Anlage zugrunde gelegt werden konnte. Das Schwergewicht wird deshalb hier auf die Würdigung der AIPA-spezifischen Ansätze gelegt, da die Methoden, die der RSS und AIPA gemeinsam sind, unter anderem von der Gesellschaft für Reaktorsicherheit /5/ kritisch bewertet wurden.

2. Wahrscheinlichkeitsbewertung der Störfallabläufe

Das Störfallablaufdiagramm (event tree) stellt in der AIPA-Studie wie in der RSS eine Grundlage zur Formulierung der quantitativen Aspekte einer Risikoanalyse dar, deren Ergebnis Häufigkeitswerte, Konsequenzwerte sowie die zugehörigen Unsicherheiten für jede Störfallsequenz des Störfallablaufdiagramms umfaßt.

2.1 Entwicklung der Störfallablaufdiagramme

Ausgehend von einem störfallauslösenden Ereignis werden alle möglichen Störfallsequenzen in Abhängigkeit vom Gelingen und Nichtgelingen störfallbegrenzender Maßnahmen in JA-NEIN Logik dargestellt.

Da sich jedoch nach den Gesetzen der Kombinatorik die Anzahl der zu untersuchenden Störfallsequenzen bei einem komplizierten Gesamtsystem, wie es ein Kernkraftwerk darstellt, so stark vergrößert, daß sie kaum noch einer Analyse zugänglich sind, muß die Anzahl der zu untersuchenden Sequenzen durch geeignete Kriterien verkleinert werden, wie es auch in der RSS gehandhabt wurde. Das wichtigste Kriterium ist dazu sicherlich, daß im Störfallablaufdiagramm nur physikalisch sinnvolle Abläufe, die von der Anlagentechnik dem System aufgeprägt werden, betrachtet

werden. Das bedeutet, daß entweder das dynamische Antwortverhalten der Anlage weitgehend bekannt sein muß, oder aber daß die Konstruktion des reduzierten Störfallablaufdiagramms das Ergebnis eines iterativen Prozesses aufgrund dynamischer Rechnungen ist.

Die Reduzierung aller möglichen Störfallsequenzen im Störfallablaufdiagramm auf die in ihrem Ablauf sinnvollen Sequenzen ist in der Hauptuntersuchung (Vol.IV) erfolgreich betrieben worden. Lediglich in der Vorstudie (Vol.III), in der die Relevanz einzelner störfallauslösender Ereignisse beurteilt wurde, sind offensichtlich einige Reduzierungsmöglichkeiten, besonders beim Störfall mit Wassereinbruch, nicht genutzt (siehe Kap. 5.3 Ergebnisbericht).

Das Störfallablaufdiagramm, so wie in Deutschland durch die Normung /6/ festgelegt, bietet durch die Verwendung von UND und ODER-Verknüpfungen zusätzlich die Möglichkeit, Störfallsequenzen, die zu ähnlichen Anlagenzuständen führen, wieder in ihrem Verlauf zusammenzufassen, was sonst nachträglich durch die Bildung von Freisetzungskategorien wie z.B. in der RSS geleistet wird. Ähnliches wie das so festgelegte Störfallablaufdiagramm leistet das "Cause Consequence Diagram" /7/.

Unabhängig von der Darstellungsart des Störfallablaufs werden bei vorgegebenem auslösenden Ereignis zunächst die Sicherheitsfunktionen bzw. -maßnahmen zusammengestellt, die zur Beherrschung des Störfalls vorzunehmen sind. Für ihre Darstellung im Störfallablaufdiagramm ist es wichtig, die Sicherheitsfunktionen in einer geeigneten Reihenfolge zu berücksichtigen, so daß das Versagen einer Sicherheitsfunktion keine Rückwirkung auf vorhergehende Maßnahmen haben sollte. Wichtige Kriterien dafür ergeben sich aus dem physikalischen und zeitlichen Verlauf des Störfalls und den dadurch bedingten Anforderungen an die Sicherheitsfunktionen. Ein geeignetes Hilfsmittel sind die Ablaufpläne der Sicherheitsprozeduren für die der Auslegung des Systems zugrundegelegten Störfälle, da daraus die Verknüpfung der Schutzaktionen mit entsprechenden Grenzwerten der Schutzsysteme hervorgeht. Wegen des Anlagenstatus wurden in der AIPA-Studie weitgehend Unterlagen zum Genehmigungsverfahren zur Abschätzung der Abläufe zugrundegelegt, die naturgemäß mit Konservativitäten behaftet sind, die dann ebenfalls in die Störfallabläufe der AIPA-Studie eingebracht werden. Bei realistischen Annahmen müssen sich jedoch nicht

grundsätzlich die Störfallabläufe bzw. Sicherheitssystemanforderungen ändern. Sie werden sich aber sicherlich im Zeitmaßstab niederschlagen und somit in die Zuverlässigkeitsmodelle eingehen.

Wenn Rückwirkungen der Ereignisse im Störfallablaufdiagramm aufeinander nicht ausgeschlossen werden können, erweist sich die Aufteilung der betroffenen Sicherheitsfunktionen in mehrere Teilfunktionen als nützlich.

Wird eine störfallspezifische Sicherheitsfunktion übersehen, so wird eine Reihe von Störfallsequenzen nicht berücksichtigt. Die Beurteilung dieses Punktes stößt in der AIPA-Studie oft auf Schwierigkeiten, da die das Systemausfallverhalten darstellenden Fehlerbäume keinen sehr hohen Detaillierungsgrad besitzen und die Zulässigkeit der Vereinfachungen und die Systemabgrenzung oft nicht dokumentiert ist.

So ist z.B. im Störfallablaufdiagramm zum Verlust der Fremdenergie nicht das Ereignis "Versagen der Hauptkühlkreislauf-Abschlußklappen" vor der Anforderung der Hilfs-Nachwärmeabfuhr (HiNWA) berücksichtigt, obwohl ein solches Versagen die Kapazität der HiNWA herabsetzt. Es werden also eine Reihe von Störfallsequenzen nicht berücksichtigt, bei denen die NWA mit verminderter Kapazität erfolgt. Dieses Beispiel eröffnet einen weiteren Kritikpunkt an der Methodik zur Darstellung der Störfallabläufe in der AIPA-Studie. Ein mögliches Teilversagen redundanter Sicherheitssysteme, wobei trotzdem die Sicherheitsfunktion gewährleistet bleibt oder teilweise erfüllt wird, findet keine Berücksichtigung. Dieses läßt sich realisieren, wenn man die Ereignisse im Störfallablaufdiagramm nicht durch Funktion oder Nichtfunktion eines Sicherheitssystems ausdrückt, sondern nach den Auswirkungen der Sicherheitsfunktion fragt und die bereitzustellende Kapazität, ausgedrückt in physikalischen Größen, als Ereignis im Störfallablaufdiagramm darstellt.

2.2 Berechnung der Sequenzenwahrscheinlichkeit

Ein Vorteil des Störfallablaufdiagramms ist die Möglichkeit, die Häufigkeiten der Störfallsequenzen durch die Eintrittswahrscheinlichkeiten der in den Sequenzen auftretenden Ereignisse, die einer Zuverlässigkeitsuntersuchung zugänglich sind, auszudrücken.

Generell ist jede Verzweigungswahrscheinlichkeit in einem Störfallablaufdiagramm abhängig von dem jeweiligen Anlagenzustand. Diese Abhängigkeit

wird durch die Berechnung der Verzweigungswahrscheinlichkeit als abhängig von den vorhergehenden Ereignissen, also als bedingtes Ereignis, berücksichtigt.

Beispiel:

Für die Sequenz C der Abbildung läßt sich die Eintrittswahrscheinlichkeit $P(C)$ ausdrücken als:

$$P(C) = P(1) \cdot P(\bar{2}/1) \cdot P(\bar{3}/\bar{2},1) \quad (\text{Gln.1})$$

Ereignis 1 tritt ein	Ereignis 2 tritt ein	Ereignis 3 tritt ein	
ja	ja		A
	nein	ja	B
		nein	C

wobei gilt:

$P(C)$ = Sequenzwahrscheinlichkeit für Zweig C

$P(1)$ = Wahrscheinlichkeit für das Eintreten von Ereignis 1

$P(\bar{2}/1)$ = Wahrscheinlichkeit für das Nichteintreten von Ereignis 2 unter der Bedingung, daß Ereignis 1 eingetreten ist

$P(\bar{3}/\bar{2},1)$ = Wahrscheinlichkeit für das Nichteintreten von Ereignis 3 unter der Bedingung, daß Ereignis 2 nicht eingetreten ist und Ereignis 1 eingetreten ist.

Hierbei sind die beschriebenen Abhängigkeiten der Ereignisse mit berücksichtigt. Sind die Ereignisse unabhängig, so läßt sich Gln. 1 vereinfachen zu:

$$P(C) = P(1) \cdot P(\bar{2}) \cdot P(\bar{3}). \quad (\text{Gln.2})$$

Es wurde jedoch sinnvollerweise in der AIPA-Studie versucht, durch die Wahl der Ereignisse im Störfallablaufdiagramm untereinander möglichst eine Unabhängigkeit zu erzielen, um die Berechnung der Sequenzwahrscheinlichkeit zu vereinfachen.

2.3 Behandlung der Abhängigkeit zwischen Systemen

Bei der Konstruktion der Störfallablaufdiagramme ließen sich zwei Arten von Systemabhängigkeiten nicht vermeiden. Zum einen sind in den Störfallablaufdiagrammen Ereignisse dargestellt, bei denen die Anforderungen an die Systeme abhängig von dem Eintreten oder Nichteintreten vorheriger Ereignisse aufgrund physikalischer Vorgänge sind. Zum Beispiel ist das Ereignis "Wiederherstellung der Corekühlung" im Störfallablaufdiagramm zum Verlust der Fremdenergie vom Ereignis "Start der Nachwärmeabfuhrsysteme" und dem Ereignis "Nachwärmeabfuhrsysteme funktionieren bis zur Wiederherstellung der Kühlung durch die Hauptkühlsysteme" abhängig. Dabei ist nicht nur die strukturelle Abhängigkeit, sondern auch eine zeitliche Abhängigkeit gegeben, die durch entsprechende Randbedingungen in einem zeitabhängigen Zuverlässigkeitsmodell zur Ermittlung der bedingten Wahrscheinlichkeiten verarbeitet wurde.

Ein anderer offensichtlicher Fall von Abhängigkeiten zwischen Systemen liegt vor, wenn sie gemeinsame Komponenten bzw. Subsysteme, wie z.B. Ansteuerungen, Energieversorgungen oder aber auch Operateurmaßnahmen, sich teilen, wie es zum Beispiel beim Zwischenüberhitzer-Leckagestörfall der Fall ist, bei dem das Leckageerkennungssystem und das Absperrsystem sich die unterbrechungslose Energieversorgung teilen.

Diese Abhängigkeiten lassen sich leicht in den die Systemausfälle darstellenden Fehlerbäumen durch gemeinsame Eingänge berücksichtigen und bei Fehlerbaumrechnungen, bei denen die Störfallsequenz durch die Systemfehlerbäume beschrieben wird, exakt berechnen [8]. Da jedoch in der AIPA-Studie die meisten Fehlerbäume durch Handrechnungen ausgewertet wurden, wurde ein anderes Modell zur Berücksichtigung dieser Abhängigkeiten in Handrechnungen hergeleitet:

In Abb. 1 sind die Fehlerbäume für den Ausfall zweier Systeme (1 und 2) mit den jeweils unabhängigen Eingängen Y und Z und dem gemeinsamen Eingang X dargestellt. Das Störfallablaufdiagramm aus Abb. 2, das die Versagenskombinationen der beiden Systeme aufzeigt, wird zur expliziten Darstellung der Systemabhängigkeiten in das in Abb. 3 dargestellte Störfallablaufdiagramm überführt, wobei der gemeinsame Fehler als zusätzliches Ereignis an den Anfang des Störfallablaufdiagramms gestellt wird. Die Sequenzwahrscheinlichkeiten werden durch die bedingten Wahrscheinlich-

keiten ausgedrückt.

Unter der Voraussetzung, daß X die einzige Verbindung zwischen den beiden Systemen darstellt und das Eintreten oder Nichteintreten eines Fehlers in dem den beiden Systemen gemeinsamen Subsystems einander ausschließt, werden die Sequenzwahrscheinlichkeiten des Störfallablaufdiagramms Abb. 2 durch die des Störfallablaufdiagramms Abb. 3 durch:

$$P(A) = P(A') + P(A''), \text{ usw.} \quad (\text{Gln.3})$$

dargestellt.

So wie in der AIPA-Studie hergeleitet, entspricht der Ansatz nicht der sonst üblichen Vorgehensweise bei den Ereignisbaumanalysen in JA-NEIN-Logik und ist nur sinnvoll, wenn der gemeinsame Fehler nicht direkt zum Systemausfall führt. Bei der Definition des gemeinsamen Fehlers, so wie sie implizit aus der Abbildung 1 hervorgeht, nämlich, daß dieser Fehler über ein ODER-Gatter (also direkt) zum Systemausfall der Systeme 1 und 2 führt, ist die Berechnung der Sequenzwahrscheinlichkeiten des in Abbildung 3 dargestellten Störfallablaufdiagramms überflüssig. Setzt man einen so definierten gemeinsamen Fehler voraus, so ist es sinnlos, nach dem Funktionieren von System 1 und System 2 zu fragen, da sie sich aufgrund des gemeinsamen Fehlers in ausgefallendem Zustand befinden und sich das Störfallablaufdiagramm so, wie in Abbildung 4 dargestellt, vereinfacht. Dann ist die Sequenzwahrscheinlichkeit $P(A')$ einfach die Wahrscheinlichkeit für das Eintreten des gemeinsamen Fehlers $P(X)$.

Unter der Voraussetzung, daß durch das Herausziehen des gemeinsamen Fehlers die Systemabhängigkeiten beseitigt sind, ergeben sich folgende Sequenzwahrscheinlichkeiten:

$$\begin{aligned} P(A') &= P(X) & (\text{Gln.4}) \\ P(A'') &= P(\bar{X}) \cdot P(1) \cdot P(2) \\ P(B'') &= P(\bar{X}) \cdot P(1) \cdot P(\bar{2}) \\ P(C'') &= P(\bar{X}) \cdot P(\bar{1}) \cdot P(2) \\ P(D'') &= P(\bar{X}) \cdot P(\bar{1}) \cdot P(\bar{2}) \end{aligned}$$

Angewandt wurde diese Methode auf die Berechnung des Einflusses der Systemabhängigkeit im Zwischenüberhitzerleckagestörfall, um den Einfluß gemeinsamer Energieversorgung und Meßeinrichtungen zu erfassen. Dabei

handelt es sich um Systeme, die aus mehreren Redundanzen aufgebaut sind und somit keinen signifikanten Beitrag zum Ausfallverhalten liefern. Somit ist trotz zusätzlicher Rechenfehler die Auswirkung auf die berechneten Wahrscheinlichkeitswerte gering, da der Einfluß der Systemabhängigkeiten hier vernachlässigbar ist (ca. 1 %).

Der Ansatz, gemeinsame Subsysteme mehrerer Systeme in einem Störfallaufdiagramm als einzelne Ereignisse darzustellen, ist insofern sinnvoll, als sich dadurch die Berechnung der einzelnen Verzweigungswahrscheinlichkeiten als bedingte Wahrscheinlichkeiten und daraus der Sequenzwahrscheinlichkeiten des Störfallaufdiagramms vereinfacht und sich die zugehörigen Fehlerbäume recht übersichtlich gestalten lassen. Die Methode setzt voraus, daß spezifische gemeinsame Fehler in den Fehlerbäumen, die die Systemausfälle wiedergeben, identifiziert werden. Dann lassen sich Sequenzwahrscheinlichkeiten durch Verzweigungswahrscheinlichkeiten ausdrücken, die vom Eintreten oder Nichteintreten von Fehlern an gemeinsamen Subsystemen abhängig sind. Sind mehrere gemeinsame Subsysteme identifiziert, so lassen sich Ausdrücke zur Berechnung der Sequenzwahrscheinlichkeiten entwickeln, die alle Kombinationen von Eintreten oder Nichteintreten von Fehlern an gemeinsamen Subsystemen berücksichtigen.

Aus Gründen rationeller Durchführung der Studie, und da das HTGR-1160-System sich lediglich im Design-Stadium befindet, in dem nicht alle Ausfallarten durch die Auslegung der Komponenten allein vorhergesagt werden können, wurden die Fehlerbäume, die die Systemausfälle beschreiben, in der AIPA-Studie nicht immer soweit detailliert, daß exakt alle Abhängigkeiten zwischen den Systemen identifizierbar sind. Um jedoch diese Abhängigkeiten zu berücksichtigen, wurde eine Technik in Analogie zur β -Faktor-Methode (siehe Kap. 3.3) zur Behandlung von Common Mode Fehlern entwickelt.

Hierbei werden zunächst die Abhängigkeiten zwischen den Systemen vernachlässigt. Diese unabhängigen Ergebnisse werden mit Korrekturfaktoren versehen, die die Abhängigkeiten wiedergeben sollen. Diese Korrekturfaktoren können entweder aus einer Abschätzung des Grades der Systemabhängigkeiten, aus vorhandenen Systemzuverlässigkeitsdaten oder aber, in Fällen wo gemeinsame Fehler nicht explizit auftreten, aus parametrischen Studien ermittelt werden.

Die Tatsache, daß die Versagenswahrscheinlichkeit des Systems 2 von dem Versagen oder Nichtversagen des Systems 1 abhängt, wird dadurch ausgedrückt, daß die Versagenswahrscheinlichkeit für das System 2 als Produkt aus der unabhängigen Versagenswahrscheinlichkeit und den Korrekturfaktoren K_B bzw. K_D entsprechend den Störfallsequenzen berechnet wird (Abb. 5). Die Ausdrücke für die Korrekturfaktoren ergeben sich daraus, daß in Analogie zur Common Mode Fehler-Behandlung die Verhältnisse aus abhängigen und unabhängigen Anteilen der Ausfallraten - eine konstante Ausfallrate vorausgesetzt - angesetzt werden.

Dieser Lösungsansatz bietet zwar die Möglichkeit, mit geringem Aufwand, d.h. mit relativ grob strukturierten Fehlerbäumen, die Systemabhängigkeiten zu berücksichtigen. Voraussetzung ist jedoch das Vorhandensein von Systemausfalldaten, aufgeschlüsselt nach unabhängigen und Common Mode Ausfällen. Liegen keine Systemausfalldaten direkt vor, so sind diese, wenn man sie nicht ingenieurmäßig abschätzen will, durch Fehlerbaumanalysen der betrachteten Systeme zu gewinnen, so daß man diese Methode besser direkt verwenden sollte, oder man überträgt das Common Mode Ausfallverhalten ähnlicher untersuchter Systeme. Sinnvoll ist eine Anwendung also da, wo die Systemnichtverfügbarkeit direkt aus Systemausfallstatistiken gewonnen wird.

In der AIPA-Studie ist dieses jedoch nur an wenigen Stellen der Fall (hauptsächlich Eintrittswahrscheinlichkeiten für störfallauslösende Ereignisse resultieren aus Systemausfallstatistiken). So ist z.B. durch Ereignis "Umschalten auf Inselbetrieb" wahrscheinlichkeitsmäßig aus Betriebsstatistiken bewertet worden. Die angegebene Methode zur Berücksichtigung der Systemabhängigkeit ist aber nicht angewandt worden, obwohl das Ereignis eng mit dem auslösenden Ereignis "Verlust der Fremdenergie" verbunden ist.

2.4 Behandlung der Unsicherheiten

Zur Berücksichtigung von Unsicherheiten bei der Berechnung der Wahrscheinlichkeiten wurden in der AIPA-Studie die Eingangsdaten zur Fehlerbaumanalyse, also die Zuverlässigkeitskenngrößen der Komponenten, als logarithmisch normalverteilte Größen angenommen. Sie sind durch einen Mittelwert und einen oberen und unteren Grenzwert, die den 90% Vertrauensbereich angeben,

bestimmt. Die Verfahren, mit denen diese Grenzwerte ermittelt werden, sind zumeist nicht statistischer Natur, sondern die Ergebnisse resultieren aus ingenieurmäßigen Abschätzungen (z.B. Rohrbruchdaten, Operateurzuverlässigkeit), so daß eine Aussage zur Güte der Annäherung der Daten durch eine Log-Normalverteilung auf statistischem Wege nicht möglich ist.

Da die Versagenswahrscheinlichkeiten der Komponenten und Teilsysteme über "UND"- sowie "ODER"-Verknüpfung zur Nichtverfügbarkeit bzw. Ausfallwahrscheinlichkeit eines Systems beitragen, ist die resultierende Verteilung keine geläufige Verteilung mehr. Eine analytische Lösung der Verteilungsdichte ist wegen der komplizierten Zusammenhänge im allgemeinen nicht mehr möglich.

In der AIPA-Studie wurde deshalb zur Berechnung der Unsicherheiten der aus Fehlerbäumen gewonnenen Wahrscheinlichkeiten das Rechenprogramm SAMPLE benutzt, welches auch in der RSS verwendet wurde. Dieses Programm ermittelt nach dem Monte-Carlo-Simulationsverfahren aus statistischen Verteilungen von Eingangsgrößen (Ausfallraten) über eine Verknüpfung (Fehlerbaum) eine statistische Verteilung der Ausgangsgröße (Nichtverfügbarkeit). Durch die Monte-Carlo-Simulation erhält man für die Ausgangsgröße eine empirische Verteilungsdichte, einen Mittelwert und einen oberen und unteren Grenzwert.

Bei der Berechnung der Unsicherheiten in AIPA Vol. IV wurden nicht, wie in Vol. II vorgeschrieben, die Ausfallraten sondern die Nichtverfügbarkeiten als log-normalverteilt angenommen. Diese Vereinfachung ist jedoch dann zulässig, wenn die mittlere ausgefallene Zeit klein ist gegenüber der Lebensdauer, was bei technischen Komponenten zumeist der Fall ist.

Zur Berechnung der Mittelwerte und Unsicherheiten der einzelnen Sequenzen im Ereignisbaum werden die einzelnen empirischen Verteilungsdichten durch log-normalverteilte angenähert. Im Ereignisbaum sind die einzelnen Ereignisse durch eine UND-Verknüpfung verbunden. Bei Unabhängigkeit der einzelnen Ereignisse und unter der Annahme, daß alle Wahrscheinlichkeiten log-normalverteilt sind, ergibt sich für die Sequenzwahrscheinlichkeit wieder eine Log-Normalverteilung, wobei sich der Mittelwert aus dem Produkt der Einzelmittelwerte bildet.

Diese konsequente Anwendung der Log-Normalverteilung als a priori Verteilung führt, wie beschrieben, zu einem relativ geringen Rechenaufwand und stellt einen konservativen Ansatz dar /9/, was durch Monte-Carlo-Simulationsrechnungen beim IKT bestätigt wurde. Um die ohnehin aufgrund der Datenbasis vorhandenen großen Unsicherheiten nicht durch die weiten mathematischen Verarbeitungen zu vergrößern, sollte trotz des größeren Rechenaufwandes zur Berechnung der Unsicherheiten der Sequenzwahrscheinlichkeiten die Monte-Carlo-Simulation angewendet werden, zumal diese Möglichkeit in einigen Zuverlässigkeitsrechenprogrammen vorgesehen ist.

3. Methoden zur Zuverlässigkeitsbewertung von Systemen

In der AIPA-Studie sind zwei Methoden zur Ermittlung der Zuverlässigkeit der Systeme zur Anwendung gekommen: die Blockdiagramm-Methode und die Fehlerbaum-Methode. Beide Methoden liefern grundsätzlich die gleichen Ergebnisse, wenn die gleiche Detaillierung vorausgesetzt ist.

3.1 Blockdiagramm-Methode /10/

Mit dieser Methode wurden die angesprochenen Sicherheitssysteme der Störfälle in der Vorstudie analysiert. Das Blockdiagramm ist das einfachste Modell zur Ermittlung der Funktionszuverlässigkeit und stellt die Funktionszustände eines Systems dar. Die einzelnen Blöcke repräsentieren Komponenten oder Subsysteme, deren Funktion für ein erfolgreiches Funktionieren des Systems notwendig ist.

Das Blockdiagramm verschafft die Möglichkeit, die Zuverlässigkeit eines Systems durch die Zuverlässigkeit der im System enthaltenen Komponenten mit elementaren Mitteln der Wahrscheinlichkeitstheorie zu berechnen, wenn man annimmt, daß alle Blöcke unabhängig voneinander sind.

Als Verteilungsdichtefunktion für den Zeitpunkt des Ausfalls eines Blockes wird die Exponentialfunktion angesetzt.

Die Blockdiagramm-Methode ist geeignet zur Grobabschätzung der Zuverlässigkeit von einfachen Systemen ohne Betrachtung komplexer Fehlerkombinationen und von Abhängigkeiten zwischen den einzelnen Blöcken. Diese Grobabschätzung war auch das Ziel der Vorstudienanalyse in Vol. III der AIPA-Studie.

Wie detailliert die Systeme als Blockdiagramme dargestellt sind und welche Zuverlässigkeitskenngrößen verwendet wurden, kann nicht überprüft werden, da die einzelnen Blockdiagramme nicht dokumentiert sind. Common Mode Fehler und menschliches Versagen sind in der Vorstudie nicht untersucht worden. Die Nichtbetrachtung von Common Mode Fehlern lassen die Zuverlässigkeiten zu optimistisch erscheinen. Bei Nichteinbeziehen des Betriebspersonals in die Untersuchung ergibt sich eine zu pessimistische Zuverlässigkeit, wenn man annimmt, daß der Mensch nur positiv auf ein System einwirkt. Das Betriebspersonal wirkt jedoch auch sehr oft negativ auf ein System ein, indem es Aktionen falsch ausführt. Bei der Nichtberücksichtigung solcher Fehler in der Zuverlässigkeitsanalyse erhält man ebenfalls zu optimistische Ergebnisse.

Die statistischen Unsicherheiten der in der Vorstudie gewonnenen Ergebnisse wurden ebenfalls nicht ermittelt.

Da die Systeme nur grob analysiert, Common Mode Fehler, menschliches Versagen und statistische Unsicherheiten nicht in der Vorstudie untersucht wurden, sind die gewonnenen Ergebnisse mit großen Ungenauigkeiten behaftet, wodurch die Auswahl von risikoreichen Störfällen für die Detailanalyse erschwert wird.

Bei der Sicherheitsanalyse von Reaktorsystemen wird die Blockdiagramm-Methode nur noch selten eingesetzt, weil die zu behandelnden Systeme meist zu komplex und vermascht sind. In solchen Systemen treten komplizierte Fehlerzusammenhänge auf, die mit Hilfe der Blockdiagramm-Methode nur schwer zu erfassen sind. Außerdem interessiert bei Sicherheitsanalysen das Ausfallverhalten, die Ausfallwahrscheinlichkeit oder die Nichtverfügbarkeit eines Systems und analysiert deshalb dieses hinsichtlich seines Ausfallverhaltens /11/. Deshalb wird bei solchen Analysen die Fehlerbaum-Methode verwendet.

3.2 Fehlerbaum-Methode /12/

Zur Ermittlung der Systemzuverlässigkeiten wurde in der Detailanalyse der AIPA-Studie die Fehlerbaummethode benutzt. Während das Blockdiagramm das Funktionsverhalten eines Systems beschreibt, stellt der Fehlerbaum das Ausfallverhalten dar.

Die Fehlerbaum-Methode wird seit längerem zur Ermittlung von Systemzuverlässigkeitskenngrößen angewandt und wurde laufend weiterentwickelt. In der Bundesrepublik diente sie vorwiegend zur Ermittlung von Schwachstellen, Beurteilung alternativer Auslegungskonzepte, Untersuchung von Betriebs- und Wartungsstrategien und zur Ermittlung von Systemnichtverfügbarkeiten. In der RSS wurde die Fehlerbaum-Methode wie in AIPA zur Ermittlung von Störfallverzweigungswahrscheinlichkeiten benutzt. Auffallend dabei ist der geringe Detaillierungsgrad der Fehlerbäume in AIPA gegenüber der RSS. So besteht zum Beispiel der Fehlerbaum zur Ermittlung der Nichtverfügbarkeit einer Hilfskühlkette aus insgesamt fünf verfahrenstechnischen und einer elektrotechnischen Komponente. Die zugehörigen Hilfssysteme, wie Reaktorschutz, elektrische Energieversorgung, Steuerungen, Regelungen und Komponentenkühlung und -schmierung, wurden nicht analysiert. Teilweise sind solche Hilfssysteme wie beim Kühlgasgebläse in der verfahrenstechnischen Komponente im Fehlerbaum mit ausgewiesen. Man vermißt jedoch hier die Korrektur der Nichtverfügbarkeit dieser Komponente um den Beitrag der Hilfssysteme. Arbeiten /13/, in denen das Gesamtsystem (Verfahrenstechnik mit Energieversorgung und Reaktorschutz) detailliert untersucht wurde, lieferten das Ergebnis, daß bei dem analysierten System der Anteil der Nichtverfügbarkeit der Verfahrenstechnik nur etwa 50% der Systemnichtverfügbarkeit beträgt.

Durch eine Detailanalyse lassen sich auch leichter Komponenten finden, die redundanten Komponenten oder Teilsystemen gemeinsam sind und die durch ihren Ausfall einen Common Cause Fehler hervorrufen können, da diese Art von Common Mode Fehlern mit der β -Faktor Methode nicht erfaßt werden können. Die oben genannten Punkte ergeben, daß in der AIPA-Studie die unabhängigen Systemausfälle in den Fehlerbaumanalysen unterschätzt wurden.

Positiv vermerkt werden muß, daß bei den Fehlerbaumanalysen für jede Komponente in einem redundanten System entsprechend der β -Faktor-Methode ein Common Mode Fehler angenommen wird. Es werden auch solche Komponenten mit einem Common Mode Fehler beaufschlagt, die aus Betriebserfahrungen keine solchen Fehler aufwiesen. Diese Annahme ergibt in den meisten Fällen in AIPA einen sehr hohen Systemversagensanteil durch solche Fehler. Am Beispiel der Nichtverfügbarkeit des Hilfskühlsystems beträgt der Anteil des Systemausfalls durch Common Mode Fehler 98 %. Das Versagen des Systems durch diese Fehler wird durch die Verwendung der β -Faktor-Methode und

wegen der Grobstrukturierung der Fehlerbäume überschätzt.

Die Zuverlässigkeit des Betriebspersonals wurde in den Fehlerbäumen durch ein Modell berücksichtigt /16/. Dieses Modell bezieht sich nur auf die Ausführung oder Nichtausführung der manuellen Auslösung einer Schutzaktion. Bei einer Schutzaktion, die automatisch und manuell ausgelöst werden kann, greift das Betriebspersonal nur ein, wenn die Automatik versagt. Eine solche Schutzaktion ist die Reaktorschnellabschaltung mit dem Stabsystem, die automatisch und manuell ausgelöst werden kann. In diesem Fall hat die Zuverlässigkeit des Betriebspersonals für die Nichtverfügbarkeit eines Systems keine Bedeutung.

Bei Schutzaktionen, die nur manuell ausgelöst werden, wie das Reserve-Abschaltssystem, hat die Versagenswahrscheinlichkeit des Personals großen Anteil an der Systemnichtverfügbarkeit. In diesem Fall ist die genaue Kenntnis der Versagenswahrscheinlichkeit des Personals erforderlich.

Negativ zu bemerken ist, daß in den Fehlerbäumen Fehlhandlungen des Betriebspersonals bei Inspektions-, Wartungs- und Reparaturarbeiten nicht ausreichend berücksichtigt wurden. Als Beispiel kann hier die Fehlkalibrierung von Meßkanalgruppen durch das Wartungspersonal angeführt werden, welche in der RSS mit einer Wahrscheinlichkeit von 10^{-3} angegeben wird.

Als Eingangsgrößen für Komponenten in die Fehlerbäume werden im Gegensatz zu durchgeführten Untersuchungen in der Bundesrepublik /13/ nicht Ausfallraten und Funktionsprüfungsintervalle sondern Nichtverfügbarkeiten angegeben. Die für die Berechnung der Nichtverfügbarkeiten zugrundegelegten Funktionsprüfungsintervalle, welche einen großen Einfluß auf die Nichtverfügbarkeit haben, sind in der AIPA-Studie nicht angegeben.

Da die Fehlerbäume nur grob konstruiert und direkt Nichtverfügbarkeiten für die Eingangskomponenten angegeben wurden, konnten in vielen Fällen die Fehlerbäume durch Handrechnungen ausgewertet werden. Nur wo die Fehlerbäume umfangreicher dargestellt waren, wie beim Fehlerbaum Reaktorschnellabschaltung, hat man in der AIPA-Studie das Monte-Carlo Simulations-Rechenprogramm MONSIM eingesetzt.

3.3 Common Mode Fehler

Common Mode Ausfälle (gemeinsam verursachte Ausfälle) sind dadurch charakterisiert, daß eine einzelne Ursache die Funktionselemente verschiedener Komponenten gleichzeitig ausfallen läßt /12/. Besonders gefährlich können solche Common Mode Ausfälle sein, wenn sie redundante Komponenten und damit redundante Systeme betreffen.

Die Ursachen von Common Mode Fehler sind nach /14/ in fünf Kategorien eingeteilt:

- Veränderte Umgebungsbedingungen
- Konstruktionsfehler von Bauteilen
- Betriebs- und Wartungsfehler
- Äußere Einwirkungen auf ein Bauteil
- Mangelnde Funktionswirksamkeit.

Zur Berücksichtigung der Common Mode Fehler in den Fehlerbaumanalysen der AIPA-Studie wurde eine Methode vorgestellt, die eine generelle Behandlung von Common Mode Fehlern erlauben soll.

Bei dieser Methode werden die Common Mode Fehler wegen unterschiedlicher mathematischer Behandlung in zwei Kategorien eingeteilt. Die erste Kategorie, Common Cause Fehler, beinhaltet laut Definition von AIPA solche Ausfälle, bei denen eine gemeinsame Ursache Fehler an mehreren redundanten Bauteilen hervorruft. Die zweite Kategorie, Causal Fehler, beinhaltet solche Mechanismen, wo der Ausfall einer redundanten Komponente den Ausfall von anderen Komponenten verursacht.

A. Common Cause Fehler

Methode

Zur mathematischen Behandlung der Common Cause Fehler (CCF) wurde angenommen, daß beim Auftreten eines solchen Fehlers die Funktion mehrerer gleichartiger Bauteile zum gleichen Zeitpunkt mit der Wahrscheinlichkeit "eins" versagt. Wie für die unabhängigen Ausfälle wurde auch für die CCF die Exponentialverteilung mit der Dichtefunktion

$$f(x) dx = \lambda \cdot e^{-\lambda \cdot t} \quad (\text{Gln. 5})$$

und der konstanten Ausfallrate λ angesetzt. Die totale Ausfallrate eines Bauteils setzt sich aus einer unabhängigen Ausfallrate λ_1 und einer abhängigen Ausfallrate λ_2 , welche die CCF beinhaltet, zusammen.

$$\lambda = \lambda_1 + \lambda_2 \quad (\text{Gln. 6})$$

Die Ausfallrate λ_1 enthält solche Fehler, die total unabhängig von der Funktion oder vom Versagen anderer Bauteile sind.

Die Ausfallrate λ_2 ist ein Ereignis, bei dem mehrere redundante Bauteile gleichzeitig ausfallen, wobei die Ausfälle von einem einzelnen Ereignis verursacht werden.

Aufgrund der beiden Fehlerarten für ein Bauteil sah man es als sinnvoll an, einen Faktor β einzuführen, der den Anteil der CCF an den gesamten Bauteilfehlern darstellt.

$$\beta = \frac{\lambda_2}{\lambda} \quad (\text{Gln. 7})$$

Das Ausfallverhalten eines Bauteils kann nun durch eine totale Ausfallrate und einen Common Cause Faktor β beschrieben werden.

Am Beispiel eines 1-von-2-Systems werden Formeln zur Berechnung der Zuverlässigkeit unter Berücksichtigung von CCF abgeleitet. Weitere Formeln zur Berechnung der Zuverlässigkeit von 1-von-3 und 2-von-3-Systemen sind in Tabelle 4-1, Vol. II der AIPA-Studie angegeben, die jedoch nur als Beispiele zu sehen sind, da mit diesen die Systemnichtverfügbarkeit nicht ermittelt werden kann. Eine etwas einfachere und allgemeingültigere Ableitung der Formeln erhält man, wenn man den Systemausfall einschließlich der Common Cause Ausfälle in einem Fehlerbaum darstellt (Abb. 6). Mit Hilfe des Fehlerbaums können alle gewünschten Zuverlässigkeitskenngrößen leicht abgeleitet werden.

Eine Voraussetzung für das Modell war die Annahme, daß die Auftretenszeitpunkte für CCF exponentiell verteilt sind. Eine solche Verteilung, die eine von der Zeit unabhängige Ausfallrate liefert, wurde auch in /17/ angesetzt. Sie kann insbesondere wegen Mangel an statischen Daten zu Common Cause Fehlern als ausreichend angesehen werden.

Daten für Common Cause Fehler

Weit problematischer als die mathematische Behandlung ist die Verwendung geeigneter Ausfallraten für CCF, da man wegen der geringen Häufigkeit für das Auftreten eines CCF keine umfangreiche statistische Grundlage hat.

Zur Bestimmung des Faktors β wurden Betriebserfahrungen von Kernkraftwerken in den USA herangezogen und ausgewertet. Die meisten Daten stammen vom Leichtwasserreaktor, da von HTR-Komponenten nur geringe Ausfalldaten vorliegen.

Es sind insgesamt vier Literaturstellen angegeben, die Common Cause Versagen behandeln. Die ermittelte Anzahl von Common Cause Fehlern ist in der Tabelle 4-3, Vol. II, für fünf verschiedene Komponenten zusammengestellt (Abb. 7). Die Bauteile sind Dieseldgeneratoren, Meßkanäle, Ventile, Druckschalter und Pumpen. Die ermittelten β -Faktoren liegen in einem Bereich von 0,01 bei Pumpen bis 0,28 bei Druckschaltern. Aus allen Ausfällen wurde ein mittlerer β -Faktor von 0,085 ermittelt. Von insgesamt 485 erfaßten Ausfällen traten 41 Common Cause Fehler auf.

Aus welchen Quellen diese Daten stammen und wie die β -Faktoren ermittelt wurden, läßt sich im einzelnen nicht mehr nachvollziehen.

Generell wird für jede Komponente eines redundanten Systems ein Versagen durch Common Cause Fehler angenommen. Für die Komponenten, die keine Common Cause Ausfälle aufwiesen, wurde der mittlere β -Faktor, aufgerundet auf 0,1, angesetzt. Diese Vorgehensweise ist gegenüber den Zuverlässigkeitsuntersuchungen /13/ konservativ, die nur für solche Komponenten Common Cause Fehler berücksichtigen, für die Common Cause Ausfälle aus Betriebserfahrungen vorliegen.

Am Beispiel eines 1-von-3 Systems wurde die β -Faktor Methode mit der in WASH-1400 verwendeten Methode verglichen. Als β -Faktor wurde der mittlere Wert von 0,1 eingesetzt. Die β -Faktor Methode liefert ab einer Komponenten-Nichtverfügbarkeit von kleiner 10^{-1} (für die meisten reaktor-technischen Komponenten der Fall) immer größere Werte für die System-Nichtverfügbarkeit (Abb. 8).

Anwendung der β -Faktor Methode in Vol. IV

Bei der Anwendung der β -Faktor Methode in Vol. IV wird nicht mehr mit Ausfallraten gerechnet, aus denen die Common Cause Versagenswahrscheinlichkeiten ermittelt werden, sondern mit Nichtverfügbarkeiten. Die Common Cause Versagenswahrscheinlichkeiten werden dort über die Gleichung

$$NV_{CCF} = \beta \cdot NV \quad (\text{Gln. 8})$$

berechnet.

Diese Gleichung stellt eine Näherung dar, bei der die mittlere Lebensdauer einer Komponente groß ist, gegenüber der mittleren ausgefallenen Zeit /15/. Bei den verwendeten Komponenten in Vol. IV ist das immer der Fall.

Verwendete β -Faktoren

Wie bei der Diskussion der Methode beschrieben, soll für jede Komponente eines redundanten Systems ein Common Cause Fehler angesetzt werden. Für die Komponenten, welche aus Betriebserfahrungen keine Common Cause Ausfälle vorliegen, soll der mittlere β -Faktor eingesetzt werden. Am Störfall "Loss of Offsite Power" soll nun diskutiert werden, ob für jede betrachtete redundante Komponente ein solcher Fehler angesetzt wurde und welche β -Faktoren Verwendung fanden. Eine Zusammenstellung der Art der Angabe und der Größe des β -Faktors für verschiedene Ereignisse des Störfalls ist in Tabelle 1 gegeben.

Die in Vol. IV der AIPA-Studie dargestellten Fehlerbäume lassen erkennen, daß für jede redundante Komponente ein Common Cause Ausfall berücksichtigt wurde. Die Art der Angabe eines solchen Fehlers wurde jedoch nicht einheitlich durchgeführt. Für einen Großteil der Komponenten sind Common Cause Versagenswahrscheinlichkeiten angegeben. Aus dieser und aus der Nichtverfügbarkeit der Komponente wurde überprüft, welche β -Faktoren hier zugrundeliegen. Für Komponenten der Reaktorschnellabschaltung und des Filtersystems wurde für unbekannte β -Faktoren nicht immer der Mittelwert von ungefähr 0,1 verwendet. Eine Begründung für die Wahl anderer Faktoren fehlt.

Beim Ereignis Start des Hilfskühlsystems wurden für die im Fehlerbaum dargestellten Komponenten wie Dieselgeneratoren, Pumpen, Kühlgasgebläse, Gebläseabschlußklappe und Kühlturmventilator ebenfalls andere β -Faktoren verwendet als in Vol. II, Tab. 4.3. angegeben sind. Auch hier läßt sich nicht erkennen, warum andere Werte verwendet wurden.

Die gleichen Kritikpunkte treffen auch für die Common Mode Behandlung des Störfalls "Reheater Leak" zu.

B. Causal Fehler

Methode

Diese Kategorie der Common Mode Fehler beinhaltet laut Definition solche Mechanismen, wo der Ausfall einer redundanten Komponente den Ausfall von anderen Komponenten verursacht. In der AIPA-Studie wurde zur geschlossenen Behandlung beider Common Mode Fehler die Common Cause Fehler Methode um die Causal Fehler Methode erweitert. Die unabhängigen Ausfälle der Common Cause Fehler Methode werden noch einmal aufgeteilt in Ausfälle, die sich nicht fortpflanzen und in Ausfälle, die sich in zusätzliche Fehler anderer Komponenten fortpflanzen.

Die Ausfallrate λ einer Komponente in einem redundanten System wird aufgrund dieser Definition in drei Anteile, einem unabhängigen Teil λ_{1a} , einem fortpflanzenden Teil λ_{1b} und einem gemeinsamen Teil λ_2 aufgeteilt.

$$\lambda = \lambda_{1a} + \lambda_{1b} + \lambda_2 \quad (\text{Gln. 9})$$

Ähnlich wie beim Common Cause Fehler der Faktor β wird beim Causal Fehler ein Faktor μ eingeführt.

$$\mu = \frac{\lambda_{1b}}{\lambda_{1a} + \lambda_{1b}} \quad (\text{Gln. 10})$$

Der Faktor bezeichnet die Wahrscheinlichkeit, mit der eine Komponente bei deren Ausfall Folgefehler an anderen Komponenten verursacht,

Für ein 1-von-2 System, welches Common Cause und Causal Fehler enthält, wurde über den Satz der totalen Wahrscheinlichkeit und durch Berechnung bedingter Wahrscheinlichkeiten ein Ausdruck zur Berechnung der Zuverlässigkeit R_s abgeleitet.

$$R_s = 2(1 - \beta) e^{-\lambda \cdot t} - (1 - 2\beta) e^{-(2-\beta) \cdot \lambda \cdot t} \quad (\text{Gln. 11})$$

Weitere Formeln zur Berechnung eines 2-von-3 und eines 1-von-3 Systems sind in Tabelle 4-1, Band 2, angegeben.

Der Causal Fehler stellt eine Versagenskombination dar, die das Versagen einer Komponente als Folge des Versagens einer anderen Komponente oder Auftreten eines anderen Ereignisses beschreibt. In /12/ wird diese Versagenskombination als Sekundärversagen einer Komponente bezeichnet, welches aus einem Primärereignis resultiert. Zur Quantifizierung einer solchen Kombination ist die Wahrscheinlichkeit des Auftretens eines Primärereignisses und die Wahrscheinlichkeit, daß bei Auftreten des Primärereignisses das Versagen einer anderen Komponente entsteht, maßgebend. Als Beispiel für einen solchen Fehler soll der Ausfall des externen Netzes für die Stromversorgung der Reaktoreigenbedarfsanlage als Folge einer Reaktorschnellabschaltung angegeben werden /13/.

Der Ansatz und die Anwendung der Causal Fehler Methode auf m-von-n Systeme erfaßt nur solche Versagensarten, bei denen der Ausfall einer Komponente den Ausfall einer oder mehrerer redundanter Komponenten verursacht. Das Primärereignis entsteht im System selbst. Es existieren jedoch auch Folgefehler, bei denen das Primärereignis außerhalb des redundanten Systems entsteht und sich in das System fortpflanzt, wie das zum Beispiel beim Erdbeben der Fall ist. Diese Versagensarten sind mit der Causal Fehler Methode nicht zu erfassen.

Die Ableitung der Formel für die Zuverlässigkeit eines 1-von-2 Systems über den Satz der totalen Wahrscheinlichkeit ist recht umständlich. In Vol. VIII der AIPA-Studie wurde diese Formel über die etwas elegantere Methode der Markov-Prozesse durchgeführt. Wesentlich einfacher ist die Ableitung, wenn man die Versagenskombinationen in einen Fehlerbaum (Abb.9) darstellt und die Zuverlässigkeitskenngrößen über Boolesche Funktionen und deren Erwartungswerte ermittelt. Dieses Verfahren erlaubt auch eine einfachere Berechnung der Zuverlässigkeitskenngrößen anderer m-von-n Systeme.

Bei den Formeln für die Berechnung der Zuverlässigkeit des 1-von-3 und des 2-von-3 Systems in Vol. II wird nicht klar, ob sich der Folgefehler auf alle anderen redundanten Komponenten fortpflanzt oder nur auf eine redundante Komponente /19/. Ein Kommentar von GAC zu dieser Frage lautet, daß sich der Folgefehler nur auf eine weitere Komponente bezieht.

Causal Fehler-Erfahrungen

In der Zusammenstellung der Common Mode Ausfälle (Abb. 7.) ist von den 485 betrachteten Gesamtausfällen nur ein Causal Fehler aufgetreten. Dieser Fehler trat bei einem Dieselgeneratorsystem während des Betriebs auf, wo der Ausfall zweier Dieselgeneratoren den Ausfall eines weiteren durch Überlastung verursachte /18/. Da in der Statistik nur ein solcher Fehler auftrat, ist unverständlich, daß dafür eine Methode entwickelt wurde, die ähnlich wie die β -Faktor-Methode verallgemeinert für alle redundanten Systeme Anwendung finden sollte.

Auswertung der Methode

Da nur ein Causal Fehler in der betrachteten Statistik auftrat und somit der γ -Faktor um mehr als eine Größenordnung kleiner ist als der β -Faktor, wurde am Beispiel eines 1-von-2 Systems nachgewiesen, daß Causal Fehler im Gegensatz zu Common Cause Fehler nur geringen Einfluß auf die Zuverlässigkeit des Systems haben. Aus diesem Grunde wurden Causal Fehler in der Detailanalyse, Vol. IV der AIPA-Studie, nicht mehr berücksichtigt.

4. Zusammenfassung

Die in der AIPA-Studie angewandten Methoden sind geeignet, Störfälle wahrscheinlichkeitsmäßig zu bewerten. Sie sind zwar effizient im Hinblick auf möglichst geringen Rechenaufwand, führen jedoch zu Ergebnissen, die mit größeren Ungenauigkeiten behaftet sind. Nachfolgend werden die wichtigsten Kritikpunkte zu den Methoden noch einmal zusammengefaßt.

Die Methode zur Ermittlung und Berücksichtigung der Abhängigkeiten zwischen den einzelnen Systemen führen bei der Anwendung zu erheblichen Schwierigkeiten, weil der Grad der Abhängigkeiten meist nicht klar erkennbar und oft wesentlich komplizierter ist, als mit den Methoden

darstellbar. Deshalb sollte bei weiterführenden Arbeiten versucht werden, bei der Erstellung von Störfallablaufdiagrammen Abhängigkeiten zu vermeiden. Ist das nicht möglich, würde der Einsatz von Rechenprogrammen genauere Ergebnisse liefern.

Die Behandlung der Unsicherheiten in AIPA entspricht dem derzeitigen Stand der Technik und kann für die HTR-Sicherheitsstudie übernommen werden.

Die Blockdiagramm-Methode sollte bei Sicherheitsanalysen nicht mehr eingesetzt werden, da die Ergebnisse zu ungenau sind und die Fehlerbaum-Methode größere Möglichkeiten zur Darstellung von Versagensarten bietet.

Die in der AIPA-Studie dargestellten Fehlerbäume sind nicht umfassend genug konstruiert. Es sollten auch Hilfssysteme in die Analysen einbezogen werden, da nicht auszuschließen ist, ob gemeinsame Komponenten für die einzelnen Redundanzen existieren, die durch ihren Ausfall einen Systemausfall hervorrufen.

Die Berücksichtigung der Common Mode Fehler durch β -Faktoren ist für die Analyse einer nicht gebauten Anlage sinnvoll, da zu wenige Detailkenntnisse über die einzelnen Systeme und Komponenten vorliegen, um eine detaillierte Common Mode Analyse durchführen zu können. Zur besseren statistischen Absicherung der β -Faktoren sollte für die HTR-Sicherheitsstudie eine größere Datenbasis ausgewertet werden. Spezielle Ursachen von Common Mode Fehlern, wie der Ausfall von gemeinsamen Funktionselementen, sollten nicht mit der β -Faktor Methode behandelt, sondern einzeln analysiert werden.

Die vorgestellte Causal Fehler Methode entspricht dem Ansatz nach der Behandlung von Folgefehlern. Die Formeln sind aber nur für Folgefehler zwischen redundanten Komponenten eines Systems abgeleitet. Die Causal Fehler Methode wird in der Detailanalyse wegen der geringen Auftretenshäufigkeit von Causal Fehlern laut Statistik nicht mehr verwendet.

Anhang 1

- /1/ U.S.A.E.C., "Reactor Safety Study: An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants," Draft Report. WASH-1400, August 1974
- /2/ Green, A.E., and Bourne, A.J., Reliability Technology, Wiley-Interscience, London, 1972
- /3/ Steward, R.M., "The Application of Modern Safety and Reliability Methods to the Design and Operation of Protective Systems for Large Potentially Hazardous Chemical Plants," Engineering Foundation Conference at Henniker, New Hampshire, July 21-26, 1974
- /4/ HTGR Accident Initiation and Progression Analysis
GA-A 13617
- /5/ Institut für Reaktorsicherheit der TÜV e.V., Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung,
Kritischer Bericht zur Reaktorsicherheitsstudie (WASH-1400) IRS-I-87, MRR-I-65, April 1976
- /6/ DIN 25419
Teil 1, Teil 2, Störfallablaufanalyse
Beuth Verlag GmbH, 1977
- /7/ Nielsen, D.S.
The Cause/Consequence Diagram
Method as a Basis for Quantitative Reliability Analysis,
Risö-M-1374 (1971)
- /8/ Institut für Kerntechnik der TU Berlin
Ein Beitrag zur Bewertung der in der AIPA-Studie angewandten statistischen Methoden, Gutachten, 1977
- /9/ Institut für Statistik und Wirtschaftsmathematik der RWTH Aachen
Bericht zur AIPA-Studie Abschnitt 4.7, Juni 1977
- /10/ Technische Zuverlässigkeit, Herausgegeben von Messerschmitt-Bölkow-Blom, Springer Verlag, 1971
- /11/ Dressler, E., Hörtnner, H., Nieckau, E., Spindler, H.
Zuverlässigkeitsuntersuchung von Sicherheitssystemen des Kernkraftwerkes Biblis, Block A, Kerntechnik 17, No. 4 (1975)
- /12/ DIN 25424
Fehlerbaumanalyse, Methode Bildzeichen
Beuth Verlag GmbH, 1976

- /13/ Hörtnner, H., Nieckau, E., Spindler, H.
Kernkraftwerk Biblis, Block A, Ergebnisse der Zuverlässigkeits-
untersuchungen für den Auslegungsstörfall "Bruch einer kalten
Hauptkühlmittelleitung",
MRR 168, Dezember 1976
- /14/ Gangloff, W.C.
Common Mode Failure Analysis
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems
PAS-94, Nr. 1, Seite 27-30, 1975
- /15/ Apostolakis, G.E.
Mathematical Methods of Probabilistic Safety Analysis
UCLA - ENG - 7464, September 1974
- /16/ Linnertz, P.
Behandlung der "Personalaspekte" in der AIPA-Studie
Beitrag Nr. 3 des Ergänzungsbandes zur kritischen
Bewertung der AIPA-Studie
- /17/ Apostolakis, G.E.
The Effect of a Certain Class of Potential Common Mode Failures
on the Reliability of Redundant Systems
Nuclear Engineering and Design, Vol. 36, No. 1, January 1976
- /18/ Crooks, J.L., Vissing G.S.
Diesel Generator Operating Experience at Nuclear Power Plants
USAEC, OOE-ES-002, June 1974
- /19/ Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der KFA Jülich
Besprechungsnotiz Nr. 12/77-I, Sicherheitsstudie HTR,
Fachgespräch bei der SRD-UKAEA zum Themenkreis "Probabilistik"
21.6.1977

Anhang 2

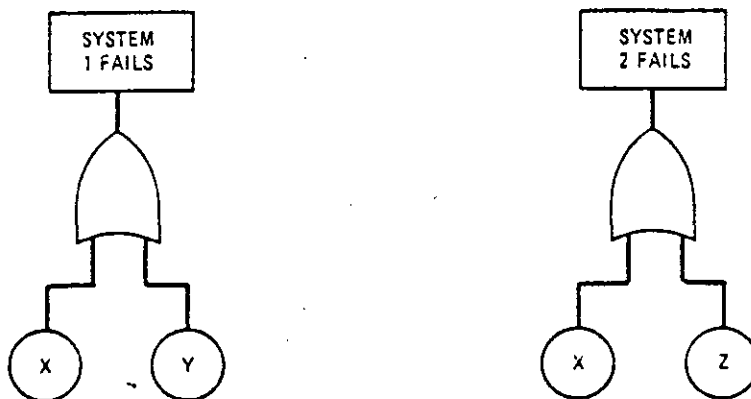


Abb. 1: Vereinfachte Fehlerbäume mit gemeinsamen Eingang

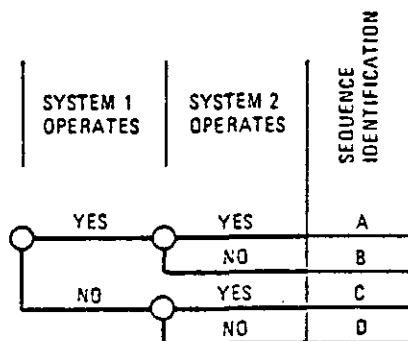


Abb. 2: Störfallablaufdiagramm mit offener Systemabhängigkeit

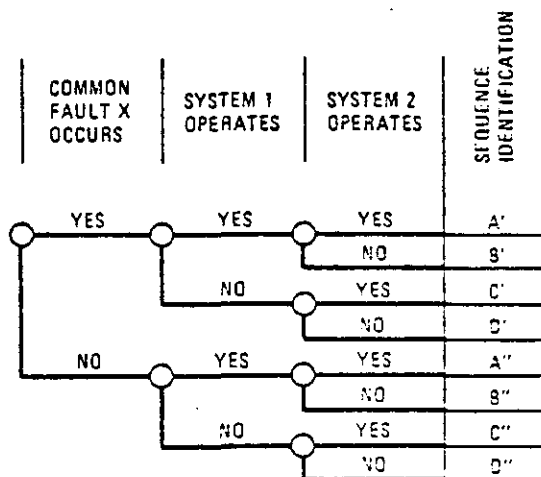


Abb. 3: Erweitertes Störfallablaufdiagramm zur Darstellung der Systemabhängigkeit

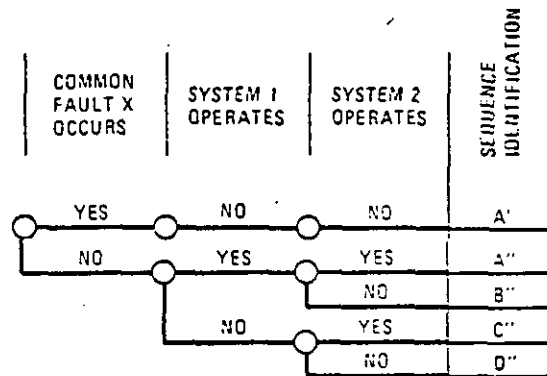


Abb. 4: Erweitertes Störfallablaufdiagramm zur Darstellung der Systemabhängigkeit

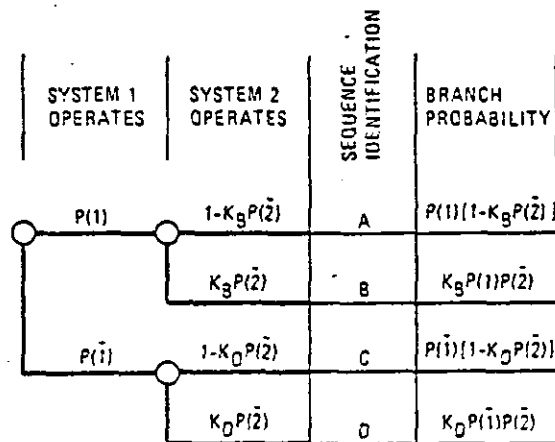
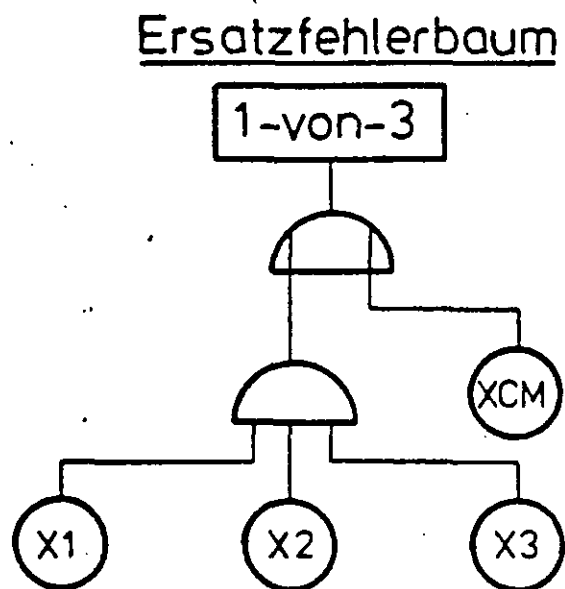
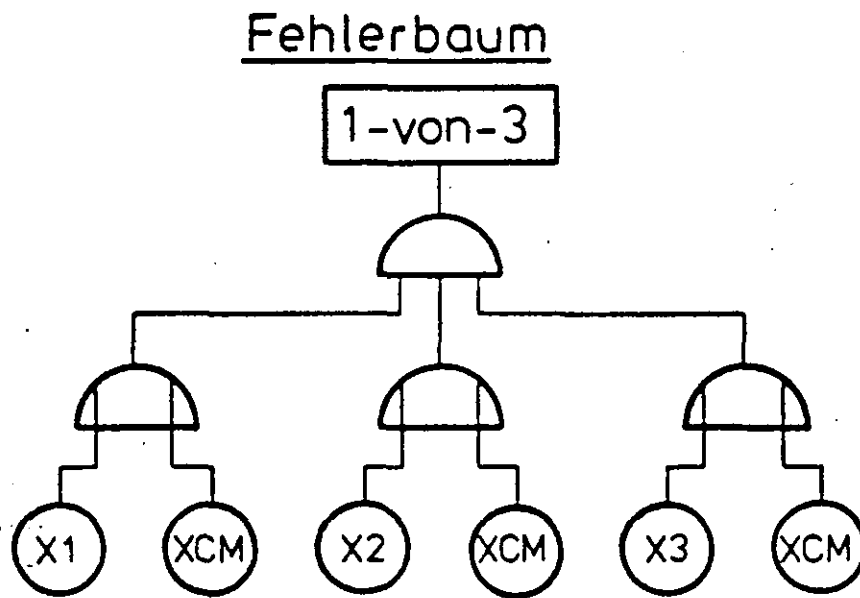


Abb. 5: Störfallablaufdiagramm mit verdeckten Systemabhängigkeiten



$$P_{(X1)} = P_{(X2)} = P_{(X3)} = 1 - e^{-(1-\beta) \cdot \lambda \cdot t}$$

$$P_{(XCM)} = 1 - e^{-\beta \cdot \lambda \cdot t}$$

Abb 6: Fehlerbaum für ein 1-von-3 System mit Berücksichtigung von Common Cause Fehlern

Generic Equipment Type	Failure Mode	No. Of Failures In Sample	No. Of Common Cause Failures	No. Of Causal Failures	β_{50}	β_{95}	γ_{50}	γ_{95}
Diesel generators	Failure to start	49	4	0	0.082	0.175	0.014	0.06
	Failure to run	28	2	1	0.071	0.21	0.06	0.16
Reactor trip input channel	Failure to initiate trip	153	14	0	0.091	0.15	0.005	0.02
Valves	Various	102	6	0	0.059	0.12	0.007	0.03
Pressure switches	Failure to actuate	50	14	0	0.28	0.40	0.014	0.06
Pumps	Failure to run	103	1	0	0.0097	0.055	0.007	0.03
All equipment listed above	Various	485	41	1	0.085	0.11	0.002	0.01

Abb. 7: Common Mode Fehler-Statistik

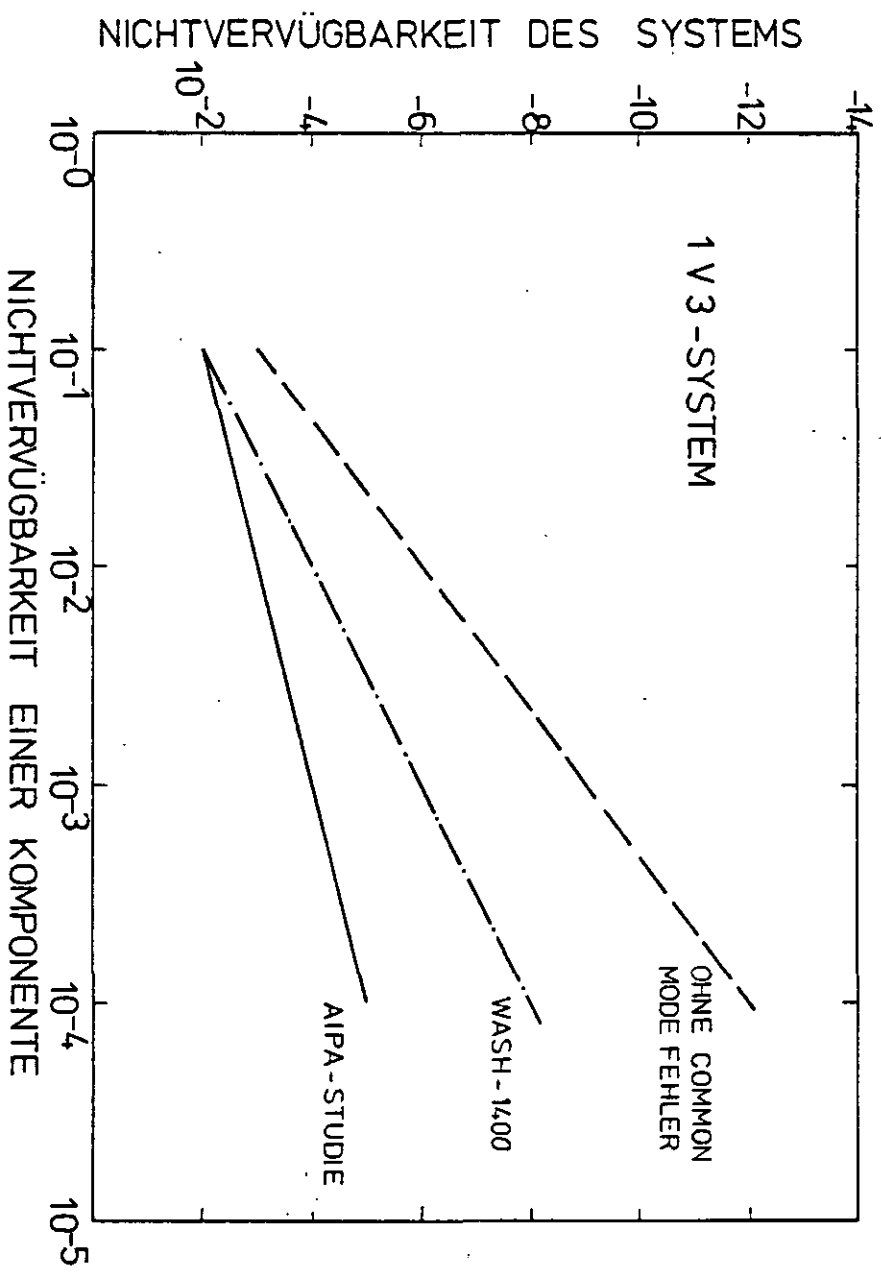
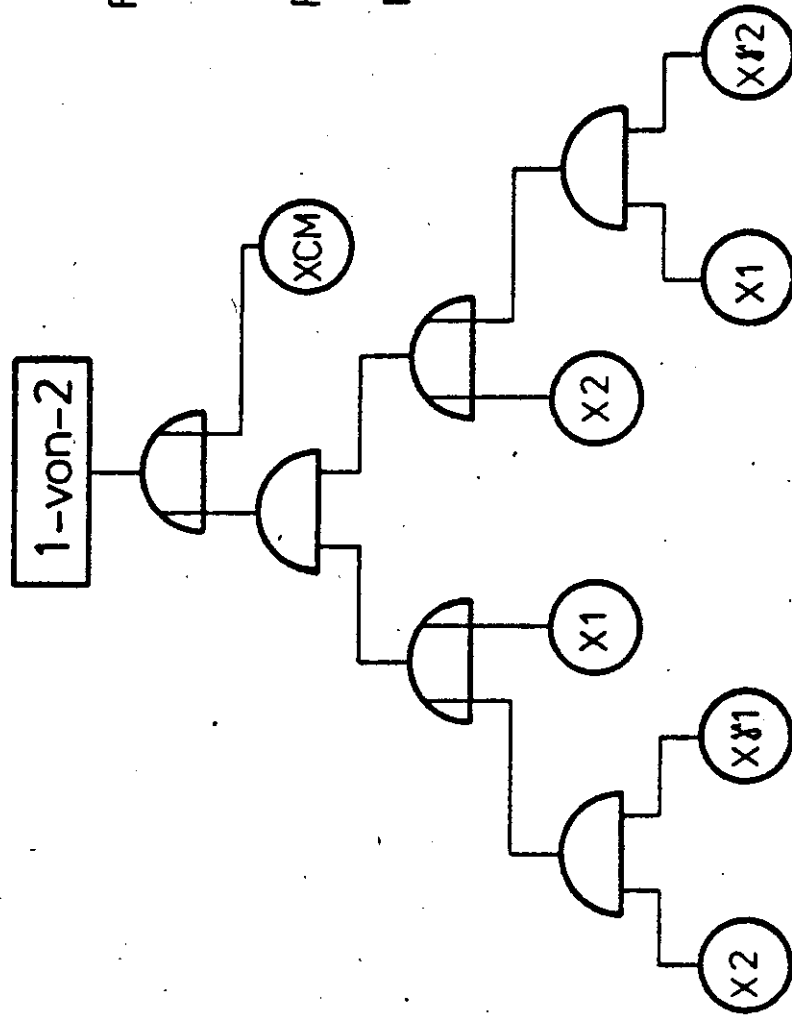


Abb. 8: Nichtverfügbarkeit eines 1 von 3 Systems bei unterschiedlicher Common Mode Behandlung



$$P_{(x1)} = P_{(x2)} =$$

$$= 1 - e^{-(1-\theta) \cdot \lambda \cdot t}$$

$$P_{(xcm)} = 1 - e^{-\theta \cdot \lambda \cdot t}$$

$$P_{(xy1)} = P_{(xy2)} = \gamma$$

Abb.9 : Fehlerbaum für ein 1-von-2 System mit Berücksichtigung von Common Cause- und Causal Fehlern

Tab. 1: Common Mode Fehler Behandlung für den Störfall "Loss of Offsite Power"

Ereignis im Störfall- ablauf	Art der Angabe der Größe von Common Mode Fehlern	Größe der β -Faktoren	Bemerkungen
Reaktorschnellab- schaltung	Common Cause Versagens- wahrscheinlichkeiten	0,05 - 0,11 (rückgerechnet aus Nichtverfügbarkeit)	β -Faktoren nicht überein- stimmend mit der Methode; β -Faktoren der Komponenten Regelstäbe, Unterbrecherkon- takte und Relaykontakte nicht bestimmbar
Start des Hilfs- kühlsystems	β -Faktoren	0,04 - 0,075	β -Faktoren nicht überein- stimmend zu Vol. II, Tab. 4.3
Betrieb des Hilfs- kühlsystems	β -Faktoren	0,085	Mittlerer β -Faktor in Vol. II Tab. 4.3
Containment-Ab- schluß-System	Common Cause Versagens- wahrscheinlichkeit	0,1 (rückgerechnet aus Nichtverfügbarkeit)	β -Faktor für unterbrechungslose Stromversorgung nicht bestimm- bar
Containment-Fil- ter-System	Common Cause Versagens- wahrscheinlichkeit	0,05 - 0,1 (rückgerechnet aus Nichtverfügbarkeit)	β -Faktoren nicht überein- stimmend mit der β -Faktor- Methode

2. EIN BEITRAG ZUR BEWERTUNG DER IN DER AIPA-STUDIE ANGEWANDTEN STATISTISCHEN METHODEN

INSTITUT FÜR KERntechnik DER TU-BERLIN

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Beurteilung der in der AIPA-Studie verwendeten Methoden	4
1.1 Einleitung	4
1.1.1 Die AIPA-Studie	4
1.1.2 Stellungnahme des IKT	4
1.2 Bewertung der probabilistischen Methoden	5
1.2.1 Ereignisbäume	5
1.2.2 Fehlerbaumanalyse	6
1.2.3 Behandlung von statistischen Abhängigkeiten in der AIPA-Studie	7
1.2.4 Ausfalldaten und die Behandlung ihrer Unsicherheiten	8
2. Störfallanalyse eines Zwischenüberhitzerlecks in einer Hochtemperaturreaktoranlage	10
2.1 Zusammenfassung und Rechenergebnisse	10
2.2 Einleitung	16
2.3 Ermittlung der Wahrscheinlichkeiten für Zwischenüberhitzerleck	17
2.3.1 Methodik der Störfallanalyse	17
2.3.1.1 Das Operateurmodell	20
2.4 Bestimmung der Ereigniswahrscheinlichkeiten	21
2.4.1 Auslösendes Ereignis - Zwischenüberhitzerleck	21
2.4.2 Ereignis 2 - Zwischenüberhitzerleck durch Monitore des Anlagenschutzsystems identifiziert	21
2.4.3 Ereignis 3 - Detektierung des Zwischenüberhitzerlecks durch Operateurbeobachtungen	25
2.4.4 Ereignis 4 - Isolierung des Zwischenüberhitzers bei großem und mittlerem Leck	28
2.4.5 Ereignis 5 - Manuelle Reaktorabschaltung	33
2.4.6 Ereignis 6 - Langzeitreaktionen der Anlage, verursacht durch ein Zwischenüberhitzerleck	33
2.4.7 Ereignis 7 - Zurückschaltung der Aktivität im ZÜ-Dampfsystem	37
2.4.8 Statistische Abhängigkeit der Systeme	39
3. Störfallanalyse des Netzausfalls bei einem HTR	42
3.1 Zusammenfassung	42

	Seite
3.2 Einleitung	42
3.3 Störablauf	44
3.4 Änderungen	45
3.4.1 Methodische Änderungen	45
3.4.2 Eingangsdaten und Fehlerbäume	48
3.5 Abschätzung des Einflusses der β -Faktoren	57
4. Erdbebenuntersuchung	64
4.1 Zusammenfassung und Ergebnisse	64
4.2 Einleitung	65
4.3 Kurze Störfallablaufbeschreibung	71
4.4 Gegenüberstellung der Vorgehensweise AIPA - IKT	72
4.4.1 Methodische Änderungen	72
4.4.1.1 Vorgehen AIPA	
4.4.1.2 Vorgehen IKT	73
4.4.2 Änderungen bei Eingangsdaten und Fehlerbäumen	73
4.5 Einfluß der " β "-Faktoren	94
Literaturverzeichnis	95

1. Beurteilung der in der AIPA-Studie verwendeten Methoden

1.1 Einleitung

1.1.1 Die AIPA-Studie

Die AIPA-Studie (Accident Initiation and Progression Aalysis) wurde im Auftrag der ERDA unter der Leitung der General Atomic Company durchgeführt /1/.

Ziel der Studie ist die Entwicklung einer Methodologie zur realistischen Vorhersage des Risikos, das durch mögliche Störfälle in gasgekühlten Hochtemperaturreaktoren hervorgerufen wird, sowie der Nachweis ihrer Anwendbarkeit an signifikanten Störfallabläufen.

1.1.2 Stellungnahme des IKT

Ziel der IKT-Stellungnahme ist primär die Bewertung der in der Studie angewandten probabilistischen Methoden zur Berechnung der Zuverlässigkeit von Systemen sowie der Eintrittswahrscheinlichkeiten von Störfallsequenzen. Sie sollte insbesondere folgende Teilthematiken miteinfassen

- Bewertung des Detaillierungsgrades der Fehlerbäume
- Behandlung von statistischen Abhängigkeiten in der AIPA-Studie
- Berücksichtigung von Unsicherheiten der Eingangsdaten auf die erzielten Ergebnisse.

Vorwegnehmend zu den im Abschnitt 1.2 detaillierter niedergelegten Ausführungen sollte hier folgendes zusammenfassend festgestellt werden:

Die allgemeine in der AIPA-Studie zur Anwendung gekommene probabilistische Methodologie entspricht dem heutigen Stand der Technik auf diesem Gebiet und ist weitgehend mit der Vorgehensweise in bereits erstellten Risikostudien konform.

Der Detaillierungsgrad der verwendeten Fehlerbäume ist zwar im Vergleich

z. B. mit der Rasmussen-Studie geringer, scheint aber in Anbetracht des zugrundgelegten common-mode-Modells ausreichend zu sein. Letzteres stellt eine gewisse Neuerung in der Theorie zur Behandlung gemeinsamer Fehler dar und ist als ein vielversprechender Schritt zur Lösung dieses komplexen Problems anzusehen. Das zur Berücksichtigung von Unsicherheiten benutzte Verfahren sollte für weiterführende Untersuchungen verfeinert werden. Neben der Inkorporation zusätzlicher Verteilungstypen scheint eine Erweiterung der Variationsmöglichkeiten auch auf andere Zuverlässigkeitsmerkmale, zusätzlich zu der Unverfügbarkeit, sinnvoll.

1.2 Bewertung der probabilistischen Methoden

1.2.1 Ereignisbäume

Zur Beschreibung und Darstellung der behandelten Störabläufe wird in der ALPA-Studie die bereits in der WASH-1400-Studie / 2 / mit Erfolg angewandte Ereignisbaummethode benutzt.

Ähnlich wie in der WASH-1400-Studie wird die Zahl der denkbaren Störfallabläufe auf die logisch bzw. physikalisch relevanten Abläufe reduziert, so daß die aufwendigen wahrscheinlichkeitstheoretischen Bewertungen lediglich auf die verbleibenden sinnvollen Sequenzen vorgenommen werden.

Im Rahmen einer gröberen vorläufigen Untersuchung, die im Band III beschrieben wird, wurde festgestellt, daß von den insgesamt 17 untersuchten einleitenden Ereignissen folgende drei risikorelevant sind

- Leck am Zwischenüberhitzer
- Netzausfall
- Erdbeben.

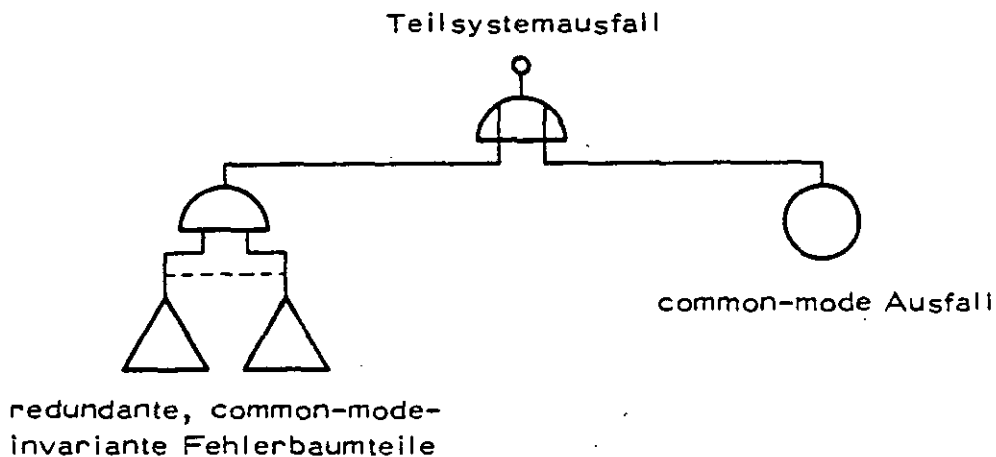
Diese wurden in einer anschließenden detaillierten Untersuchung, die in Band IV niedergelegt ist, quantifiziert. Die IKT-Stellungnahme orientiert sich primär an den Berechnungen zur Quantifizierung der obengenannten drei Ereignisbäume.

1.2.2 Fehlerbaumanalyse

Zur Ermittlung der Eintrittswahrscheinlichkeiten der in den Ereignisbäumen auftretenden Ereignisse (Zweigwahrscheinlichkeiten) wurde dem Stand der Technik entsprechend und ähnlich der Rasmussen-Studie die Fehlerbaumanalyse angewandt.

Auffallend ist dabei der stark unterschiedliche Detaillierungsgrad der zur Beschreibung der Sicherheitssysteme zugrundegelegten Fehlerbäume, sowie der allgemein geringere Detaillierungsgrad im Vergleich mit den Fehlerbäumen, die in der Rasmussen-Studie entwickelt worden sind.

Sowohl aus den Ergebnissen der ALPA-Studie als auch aus der am IKT durchgeführten Rechnungen wurde festgestellt, daß bei allen ergebnisrelevanten Untersystemen das Ausfallverhalten lediglich durch common-mode Versagen bzw. durch Operator-Fehler bestimmt wurde. Die charakteristische Struktur eines ALPA-Fehlerbaums zeigt das folgende Bild.



Während der auf dem rechten Fehlerbaumteil abgebildete common-mode Fehler als Einzelkomponente behandelt wird, die direkt in das TOP-Gatter eingeht, wird die jeweils systemspezifische Ausfallstruktur unter Berücksichtigung der fast immer vorhandenen Redundanzen am linken Teil dargestellt. Dies führt dazu, daß der Anteil des linken systemspezifischen Fehlerbaumteils am Endergebnis von untergeordneter Bedeutung ist. Da eine Erhöhung des Detaillierungsgrades auf eine Verfeinerung des linken un-

maßgeblichen Teils führen würde, erscheint sie bei einer solchen Behandlung von common-mode-Ausfällen bzw. Abhängigkeiten allgemein nicht sinnvoll.

1.2.3 Behandlung von statistischen Abhängigkeiten in der AIPA-Studie

In einer Zuverlässigkeits- bzw. Risikountersuchung sind generell folgende Abhängigkeitstypen zu unterscheiden und zu berücksichtigen

- Strukturelle Abhängigkeiten zwischen einzelnen Teilsystemen, bedingt durch gemeinsame Funktionselemente (z. B. Energieversorgung, gemeinsame Steuerungselemente etc.)
- Common-cause Ausfälle, d. h. gleichzeitige Ausfälle von mehreren Komponenten bzw. Untersystemen aufgrund gemeinsamer Ursachen (z. B. Konstruktions-, Auslegungs-, Fabrikationsfehler etc.)
- Folge-Ausfälle, die in der Studie als causal failures bezeichnet werden.

Bedingt durch die beschränkten Möglichkeiten des zur Berechnung der Mediane und Streubreiten von Störfallsequenzen eingesetzten Programms sind die strukturellen Abhängigkeiten in der AIPA-Studie nicht systematisch genug behandelt worden. Speziell wurden Eintrittswahrscheinlichkeiten einzelner Störfallsequenzen durch Multiplikation der jeweiligen Ereigniswahrscheinlichkeiten ermittelt, während die Berücksichtigung vorhandener Abhängigkeiten durch nachträgliche Abschätzungsrechnungen erfolgte.

Diese Vorgehensweise wurde bei den IKT-Berechnungen dahingehend geändert, daß die Eintrittswahrscheinlichkeiten von Störfallsequenzen durch einen integralen Fehlerbaum in einer geschlossenen Rechnung ermittelt wurden. Obwohl die somit gewonnenen Ergebnisse mit denen der AIPA-Studie weitgehend vergleichbar sind, scheint eine systematische Vorgehensweise in diesem Punkt für eine weiterführende Studie sinnvoll.

Demgegenüber ist in der ALPA-Studie der Versuch unternommen worden, common-cause- und Folgefehler systematisch zu berücksichtigen. Bekanntlich liegen die Schwierigkeiten bei solchen Fehlerarten sowohl in ihrer Ermittlung als auch natürlich in der anschließenden Quantifizierung. In der Studie wurde beiden Schwierigkeiten mittels einer einheitlichen Methodik begegnet. Die Problematik der Identifikation von potentiellen common-cause- und Folgefehlern wurde dadurch entschärft, daß in jedem Untersystem ein solcher Fehler postuliert wurde. Seine Quantifizierung erfolgte dann durch die Einführung von sogenannten β - bzw. γ -Faktoren, die ein Maß für die Wahrscheinlichkeit liefern, daß der Ausfall einer Komponente oder eines Untersystems durch common-cause- bzw. Folgefehler verursacht wurde.

Vorhandene Erfahrungen bei bisweilen aufgetretenen common-cause- und Folgefehlern wurden dann zur numerischen Festlegung der Faktoren herangezogen (s. Tab. Bd. II 4.3). Es zeigte sich, daß die γ -Faktoren um mehr als eine Zehnerpotenz kleiner sind als die β -Faktoren, so daß lediglich die letzteren für die Ergebnisse relevant sind.

Ähnlich wie oben wurde bei der Behandlung von gemeinsamen menschlich bedingten Fehlern vorgegangen, wobei allerdings die geringe Transparenz der Studie an dieser Stelle eine fundierte Bewertung verhindert.

Zusammenfassend zu diesem Punkt ist zu sagen, daß, auch wenn die oben geschilderte Vorgehensweise Punkte zur Kritik offen läßt, eine bessere Lösung bei dem heutigen Stand der Technik auf diesem komplexen Gebiet kaum möglich zu sein scheint.

1.2.4 Ausfalldaten und die Behandlung ihrer Unsicherheiten

Einer der Haupteinwände gegen quantifizierte Zuverlässigkeitsuntersuchungen richtet sich gegen die Nichtberücksichtigung des Einflusses der in den Komponentendaten vorhandenen Unsicherheiten und Streuungen auf die berechneten Kenngrößen des Gesamtsystems.

Zur Behandlung dieses Problems wurde in der AIPA-Studie das im Rahmen der Rasmussen-Studie entwickelte Programm SAMPLE angewandt, wobei, ähnlich wie dort, die log-normal Verteilung zur Beschreibung der statistischen Unsicherheiten der Ausfallraten zugrundegelegt worden ist. Zu bemerken sei in diesem Zusammenhang, daß bei den praktischen Berechnungen nicht die Ausfallraten, sondern die Unverfügbarkeiten als log-normalverteilt angenommen wurden, was allerdings wegen des bei technischen Komponenten vorhandenen quasi-linearen Zusammenhanges zwischen Ausfallrate und Unverfügbarkeit zu in etwa gleichen Ergebnissen führt.

Als Kritikpunkt sollte dagegen angeführt werden, daß die log-normal Annahme auch für Teilergebnisse, d. h. für Unverfügbarkeiten von Teilsystemen zugrundegelegt wurde. Da im allgemeinen die Zuverlässigkeitsmerkmale von Systemen, deren Komponenten einer log-normal Verteilung unterliegen, nicht log-normal verteilt sind, kann eine solche Verfahrensweise auf unrichtige Ergebnisse führen. Die am IKT zur Anwendung gekommene Vorgehensweise, nämlich Zweigwahrscheinlichkeiten durch einen integralen Fehlerbaum in einem geschlossenen Rechengang zu ermitteln, berücksichtigt diesen Umstand. Darüber hinaus bietet das am IKT benutzte Verfahren die Möglichkeit, bei Bedarf Ausfallraten statt Unverfügbarkeiten zu variieren.

Die zum Teil aufgetretenen Unterschiede zwischen den IKT- und den AIPA-Ergebnissen sind auf die verschiedenartige Behandlung dieser zwei Punkte zurückzuführen.

Schließlich erscheint es sinnvoll, die dem Programm SAMPLE zugrundeliegende Methodik für eine weiterführende Studie in folgenden Punkten zu erweitern bzw. zu verfeinern

- Inkorporation zusätzlicher Verteilungstypen (z. B. uni-exponentielle Verteilung, empirische Verteilung, etc.)
- Erweiterung der Variationsmöglichkeiten auch auf andere Zuverlässigkeitsmerkmale zusätzlich zu der Unverfügbarkeit.

2. Störfallanalyse eines Zwischenüberhitzerlecks in einer Hochtemperaturreaktoranlage

2.1 Zusammenfassung und Rechenergebnisse

Zur Berechnung der Wahrscheinlichkeitswerte und der entsprechenden Vertrauensbereiche der Ergebnisbaumzweige wurde das Rechnerprogramm VARDA eingesetzt.

Die Eingangsdaten für die Fehlerbäume wurden weitgehend der AIPA-Studie entnommen. Die Vertrauenswerte werden als Quotienten

$$EF_1 = \frac{Q_{50}}{Q_{05}} \quad \text{bzw.} \quad EF_2 = \frac{Q_{95}}{Q_{50}}$$

berechnet, wobei Q_{50} den Median und (Q_{05}, Q_{95}) den 90%igen Vertrauensbereich bedeuten.

In der AIPA-Studie werden Zweigwahrscheinlichkeiten als Multiplikation der Ereigniswahrscheinlichkeiten (siehe Bild Nr. 2.4) berechnet. Diese Vorgehensweise wurde dahingehend geändert, daß jede Zweigwahrscheinlichkeit durch einen integralen Fehlerbaum in einem geschlossenen Rechengang ermittelt wird. Auf diese Weise wird berücksichtigt, daß die Ergebnisse der Fehlerbaumrechnungen im allgemeinen nicht log-normalverteilt sind.

Die Ereignisse, auf die im folgenden Bezug genommen wird, sind im Kapitel 2.4 beschrieben.

Die Eintrittswahrscheinlichkeit des Ereignisses 1 wurde der AIPA-Statistik entnommen, die auf Daten von gasgekühlten Reaktoren basiert. Da diese Werte nur beschränkt auf Hochtemperaturreaktorverhältnisse übertragbar sind, ist die Aussagekraft der herangezogenen Daten nicht sehr groß.

Die Ausfallwahrscheinlichkeit für Ereignis 2 wurde anhand des zugehörigen Fehlerbaumes ermittelt. Hier ist der Common-Mode-Faktor die entscheidende Größe. Eine Variation des

CMF würde das Ergebnis proportional verändern. Für das Ereignis 3 wurde die Nichteintrittswahrscheinlichkeit in der AIPA-Studie ebenfalls anhand des Fehlerbaumes (Bild Nr. 2.4) berechnet. Bei der Berechnung der Zweigwahrscheinlichkeiten am IKT geht dieses Ereignis jedoch als eine log-normalverteilte Komponente in den integralen Fehlerbaum ein. Die Ausfallwahrscheinlichkeit für die Entgasermonitore erscheint in der AIPA-Studie zu hoch.

Für den Fall des großen Lecks wurde die Ausfallwahrscheinlichkeit im Ereignis 4 mittels Fehlerbaum in Bild Nr. 2.7 berechnet. Der Common-Mode-Faktor ist auch hier die entscheidende Größe. Eine Variation würde das Ergebnis proportional verändern. Für den Fall des mittleren Lecks wird die Nichteintrittswahrscheinlichkeit aus dem üblichen Operateurmodell ermittelt, da die Instrumentierung eine Ausfallwahrscheinlichkeit hat, deren Wert um eine Größenordnung unter der des Operateurs liegt. Eine Verbesserung des Ausfallverhaltens aufgrund der Berücksichtigung von Systemabhängigkeiten kann, im Gegensatz zu den Ergebnissen der AIPA-Studie, für das Ereignis 4 vernachlässigt werden.

Die Ausfallwahrscheinlichkeit für das Ereignis 5 wurde am IKT aus dem Operateurmodell ermittelt. Die zugehörigen MTOR wurden der AIPA-Studie entnommen.

Für den Fall des großen Lecks wurde die Ausfallwahrscheinlichkeit des Ereignisses 6 als Komponente übernommen, da für diesen Fall kein Fehlerbaum vorliegt. Für den Fall des mittleren und kleinen Lecks wurde von uns der Fehlerbaum aus dem Störfall "LOSP" zusammengestellt. Die erforderlichen Änderungen wurden von "LOSP" übernommen. Auch hier sind die Common-Mode-Faktoren die entscheidende Größe. Die Nichteintrittswahrscheinlichkeit für das Ereignis 7 wurde anhand des Fehlerbaumes (Bild Nr. 2.10) ermittelt. Dieser wurde nicht der AIPA-Studie entnommen, sondern anhand des logischen Ausdrucks für Ereignis 7 kontruiert. In der AIPA-Studie fehlt eine genaue Beschreibung dieses Ereignisses sowie die Berechnung der zugehörigen Operateur-Ausfallwahrscheinlichkeiten. Der Common-Mode-Faktor spielt hier im Vergleich zum Operateur keine Rolle.

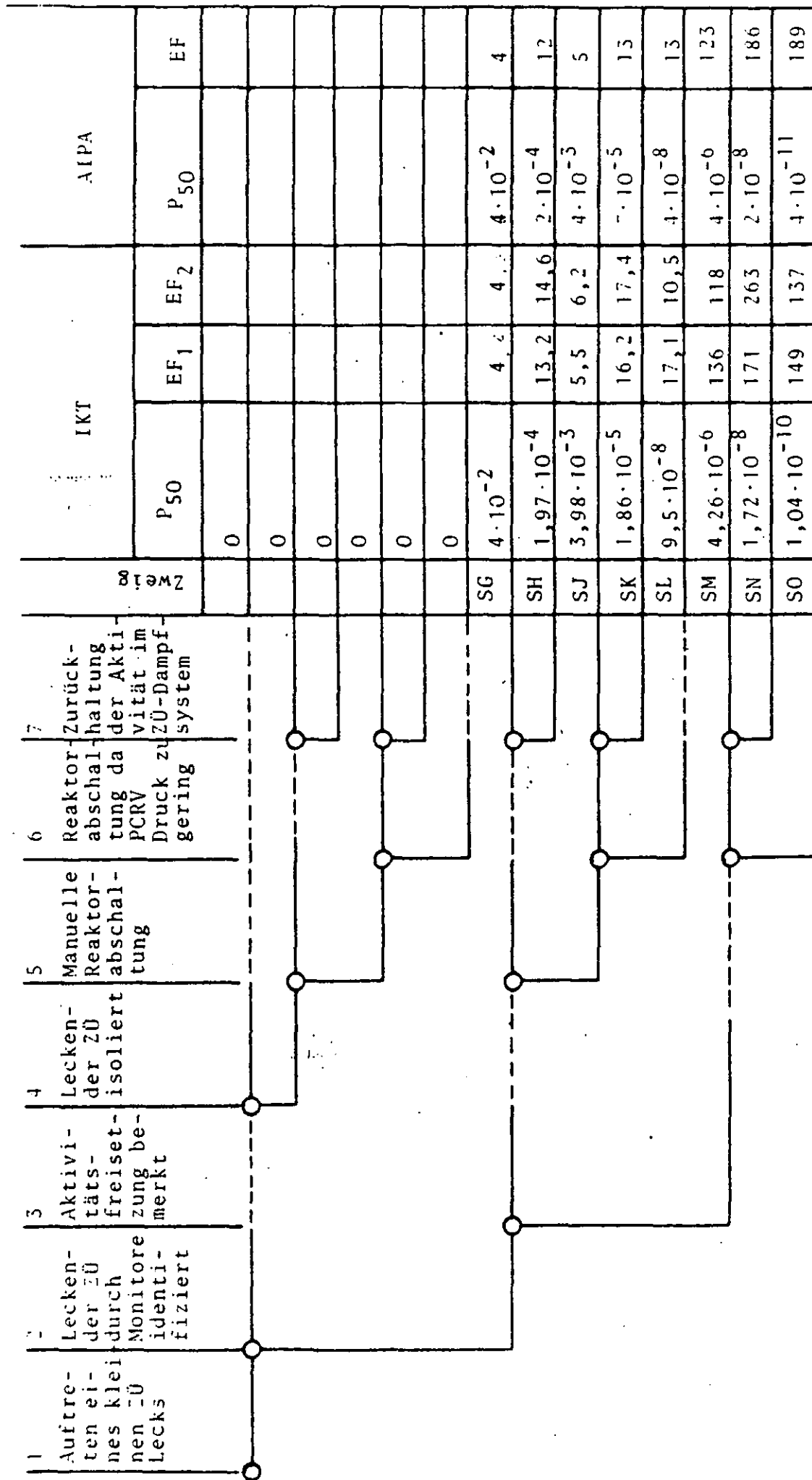


Bild 2.1 "RHL" Ereignisbaum für kleines ZÜ-Leck

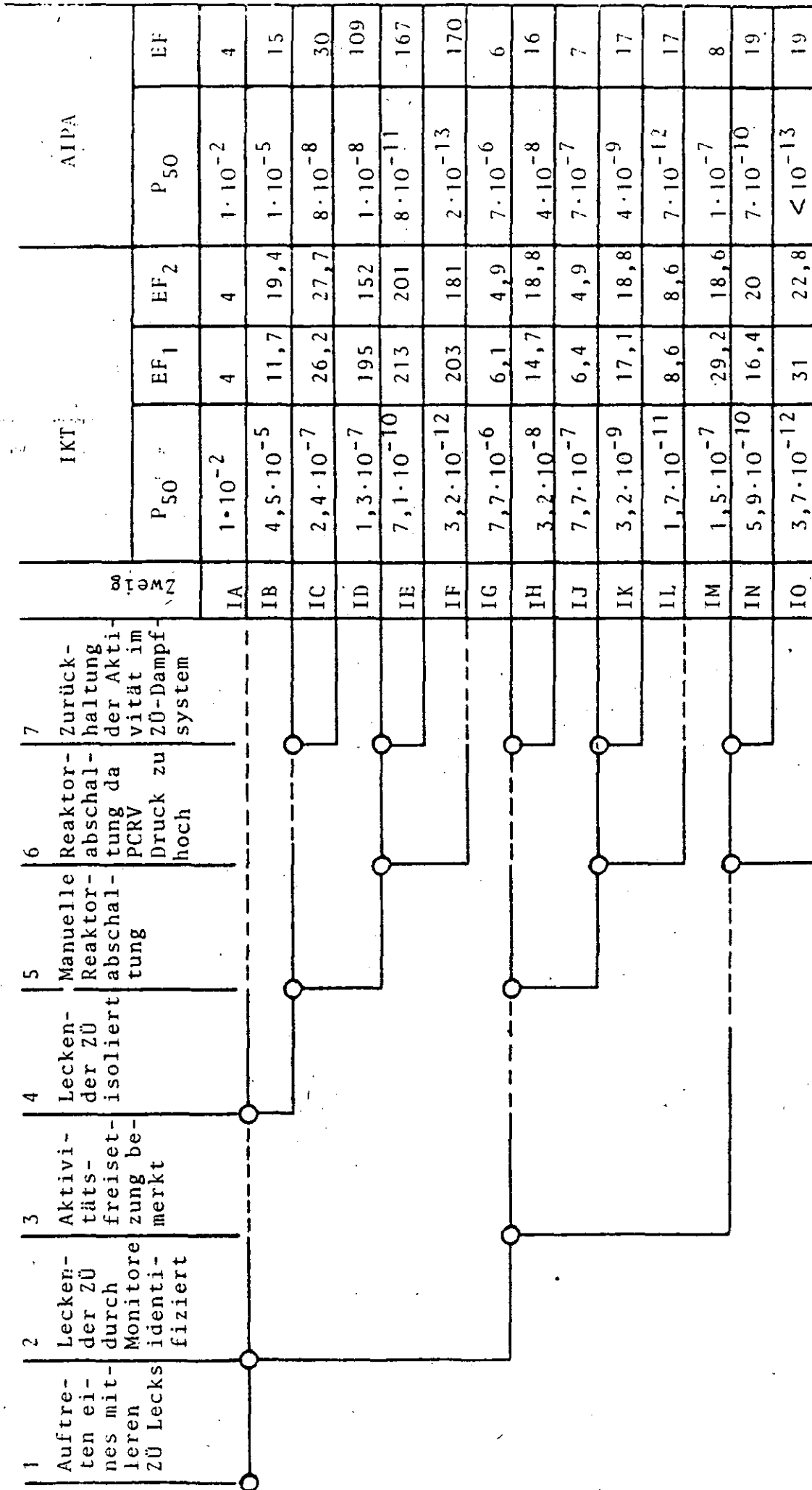


Bild 2.2 "RHL" Ereignisbaum für mittleres ZÜ-Leck

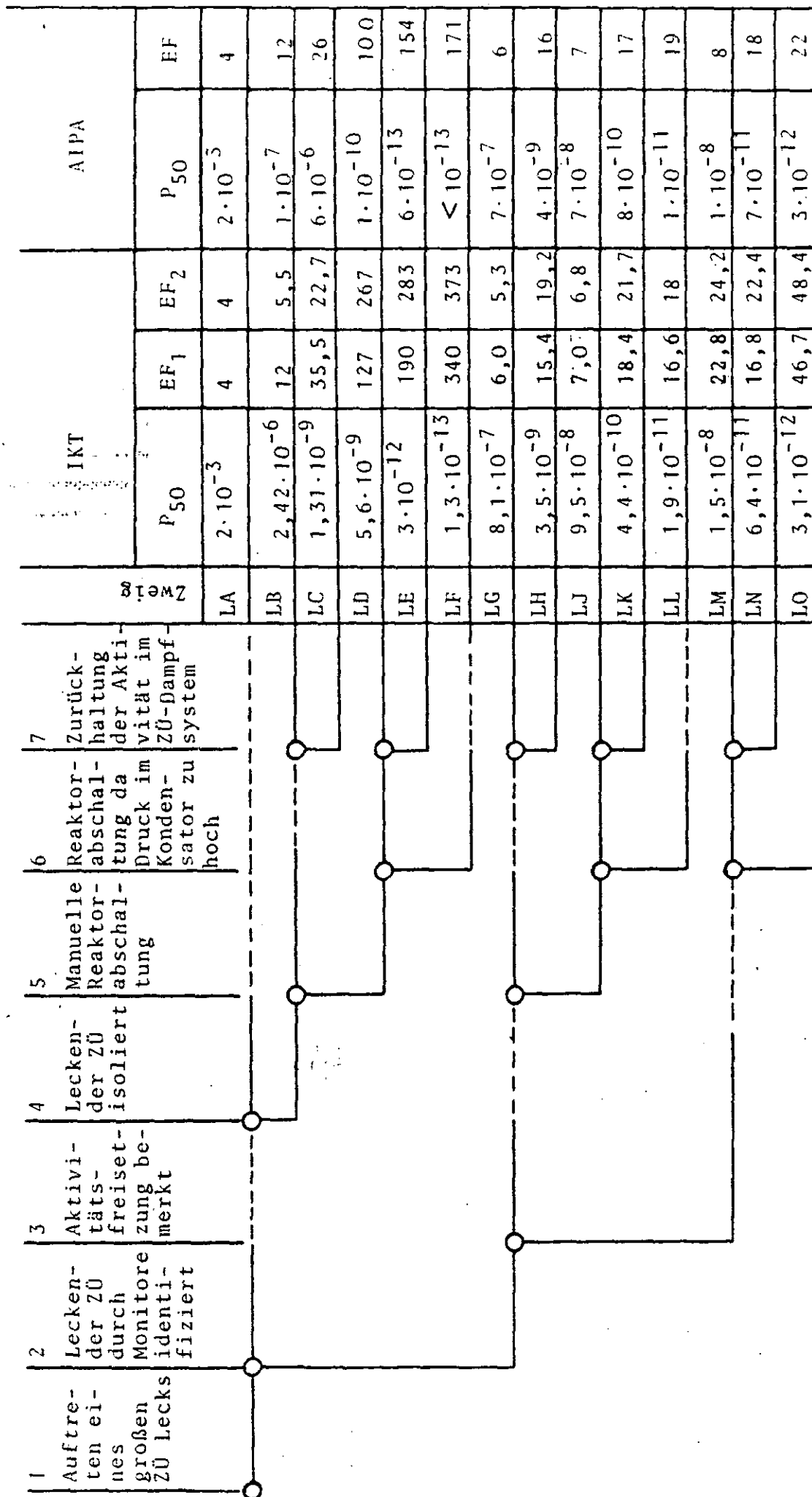


Bild 2.3 "RHL" Ereignisbaum für großes ZÜ-Leck

Tabelle 2.1 Eintrittswahrscheinlichkeiten und Fehlerfaktoren für die in den Ereignisbäumen "RHL" eingehenden Ereignisse bei verschiedenen Leckgrößen

Ereignis	Zweig	IKT			AIPA	
		P ₅₀	EF1	EF2	P ₅₀	EF
1	LA	$2 \cdot 10^{-3}$	4	4	$2 \cdot 10^{-3}$	4
	IA	$1 \cdot 10^{-2}$	4	4	$1 \cdot 10^{-2}$	4
	SA	$4 \cdot 10^{-2}$	4	4	$4 \cdot 10^{-2}$	4
2	LG-LO	$3,6 \cdot 10^{-4}$	2,9	2,9	$3,6 \cdot 10^{-4}$	3,3
	IG-IO	$6,7 \cdot 10^{-4}$	2,9	2,9	$6,7 \cdot 10^{-4}$	3,3
3	LM-LO	$1,8 \cdot 10^{-2}$	2,7	2,7	$2 \cdot 10^{-2}$	2,7
	SM-SO	$1 \cdot 10^{-4}$	100	100	$1 \cdot 10^{-4}$	100
	IM-IO	$1,8 \cdot 10^{-2}$	2,7	2,7	$2 \cdot 10^{-2}$	2,7
4	LB-LF	$1,2 \cdot 10^{-4}$	7,7	7,7	$5,4 \cdot 10^{-5}$	7,7
	IB-IF	$5,2 \cdot 10^{-3}$	7,7	7,7	$5,2 \cdot 10^{-3}$	7,7
5	LD-LF	$2,5 \cdot 10^{-3}$	87	87	$1 \cdot 10^{-3}$	47
	LJ-LL	0,117	2	2	0,1	2
	ID-IF	$2,5 \cdot 10^{-3}$	87	87	$1 \cdot 10^{-3}$	47
	IJ-IL	0,1	2	2	0,1	2
	SJ-SL	0,1	2	2	0,1	2
6	LF-LO	$2 \cdot 10^{-4}$	10	10	$2 \cdot 10^{-4}$	10
	IF-IO	$2,3 \cdot 10^{-5}$	3,5	4,3	$1 \cdot 10^{-5}$	8
	SL-SO	$2,3 \cdot 10^{-5}$	3,5	4,3	$1 \cdot 10^{-5}$	8
7		$5,2 \cdot 10^{-3}$	7,1	8,6	$5,2 \cdot 10^{-3}$	7,7

Betrachtet man die Risiken der einzelnen Ereignisbaumzweige, ergeben sich die Zweige LA und SM als die wichtigsten.

Für den Zweig LA ließe sich das Risiko durch Verbesserung des Zwischenüberhitzerrohrmaterials sowie durch Verringerung der Ventilschließzeiten vermindern.

Für den Zweig SM spielt der Operateur die entscheidende Rolle. Da das Verhalten des Operateur durch ein einfaches Exponentialgesetz beschrieben wird, wäre eine Verbesserung des Modelles hier angebracht.

Eine Änderung der CMF würde die Ergebnisse für die Zweigwahrscheinlichkeiten nicht entscheidend beeinflussen, da nicht jedes Ereignis diese CMF enthält. Die nachfolgenden Darstellungen zeigen die Rechenergebnisse für den RHL-Fall.

2.2 Einleitung

Im Rahmen der AIPA-Studie kristallisierten sich drei Störfälle heraus, die den größten Beitrag zum Gesamtrisiko leisten. Aus diesem Grunde wurden die vorläufigen Ergebnisse im Band IV der AIPA-Studie durch eine detailliertere Untersuchung dieser Störfälle ergänzt. Die Aufgabe des folgenden Berichtes ist die kurze Beschreibung eines dieser drei Störfälle - des Zwischenüberhitzerlecks - sowie eine Überprüfung und Kritik der durchgeführten Zwischenüberhitzer-Störfallanalyse.

Die Zwischenüberhitzerrohre bilden eine Barriere zwischen Primär- und Sekundärkreis. Da der Sekundärdruck geringer ist als der Druck des Heliumkreislaufes, besteht nach dem Versagen eines dieser ZÜ-Rohre die Möglichkeit, daß aktives Helium in den Sekundärkreislauf eindringt. Die radioaktiven Gase durchlaufen den Dampfkreislauf bis zum Kondensator, wo sie gesammelt werden. Mittels Kondensatorentgasereinrichtung erfolgt anschließend eine Abgabe an die Umgebung.

Den Hauptbeitrag liefert das aktive Helium, das auch durch eine Filtereinrichtung nicht zurückgehalten wird.

Um einen solchen Störfall in seinen Auswirkungen zu mindern, sind verschiedene Schutzsysteme vorhanden. Durch Operatoraktionen wird eine weitere Minderung der Störfallauswirkungen erreicht. Die erste Möglichkeit eines Nachweises eines Lecks besteht durch die am Ein- und Austritt der sechs Zwischenüberhitzer installierten Geiger-Müller-Zählrohre. Wird ein Leck auf diese Art und Weise detektiert, so kann der Störfall durch schließen von ZÜ-Ein- und Auslaßventilen beendet werden. Versagen die ZÜ-Monitore, so besteht die Möglichkeit, die Aktivität mittels zweier Entgasermontore nachzuweisen. Als weitere Schutzmaßnahme können Reaktorabschaltung und Turbinenschnellschluß eingeleitet werden. Je nach Größe des auftretenden Lecks sind verschiedene Schutzmaßnahmen sinnvoll. Der Störfallablauf kann anhand des konstruierten Ereignisbaumes detaillierter untersucht werden (AIPA, Band IV, S.A1-2 ÷ A1-4). Die einzelnen Zweige beschreiben verschiedene Möglichkeiten des Ablaufes

2.3 Ermittlung der Wahrscheinlichkeiten für Zwischenüberhitzerleck

2.3.1 Methodik der Störfallanalyse

Die Zweigwahrscheinlichkeiten für die verschiedenen Leckgrößen lassen sich aus den Einzelereigniswahrscheinlichkeiten berechnen, wobei eine log.Normalverteilung für jede Komponente angenommen wird. In der AIPA-Studie wird wie folgt vorgegangen:

1. Bestimmung der Ereigniswahrscheinlichkeiten anhand konstruierter Fehlerbäume bzw. Operatormodelle.
2. Bestimmung der Unsicherheitsfaktoren mittels Rechnerprogramms SAMPLE (Monte-Carlo-Methoden) für die vorliegenden Fehlerbäume.
3. Bestimmung der Unsicherheitsfaktoren für die Operatorwahrscheinlichkeiten mittels abgeschätzter Werte für $MTOR_{5\%}$ und $MTOR_{95\%}$, worunter die Zeiten verstanden werden, innerhalb derer 5% bzw. 95% aller Operateure die richtige Maßnahme ergreifen.

4. Korrektur aufgrund von statistischer Abhängigkeit der Systeme.
5. Bestimmung der Zweigwahrscheinlichkeiten und Fehlerfaktoren aus den Werten der einzelnen Ereignisse.

Am IKT wurden gegenüber dieser Methodik folgende Änderungen vorgenommen:

- 1) Bestimmung der Zweigwahrscheinlichkeiten und Unsicherheitsfaktoren mittels eines Fehlerbaumes, d.h., aus den einzelnen, je nach Zweig verschiedenen, Ereignisfehlerbäumen zusammengefügteten Gesamtbaumes. Hierfür wurde das Rechnerprogramm VARDA verwendet. Da für manche Ereignisse kein Fehlerbaum vorliegt, gehen diese als einzelne Komponenten ein, für die eine log. Normalverteilung angenommen wird.
- 2) Untersuchung der statistischen Abhängigkeit der Systeme.

Um jedoch Abweichungen gegenüber der AIPA-Studie aufzeigen zu können, wurden die ermittelten Einzelwahrscheinlichkeiten vorher überprüft. Bild Nr. 2.4 zeigt den zusammengesetzten Fehlerbaum für das ZÜ-Leck, dessen Gestalt für jeden Zweig unterschiedlich ist.

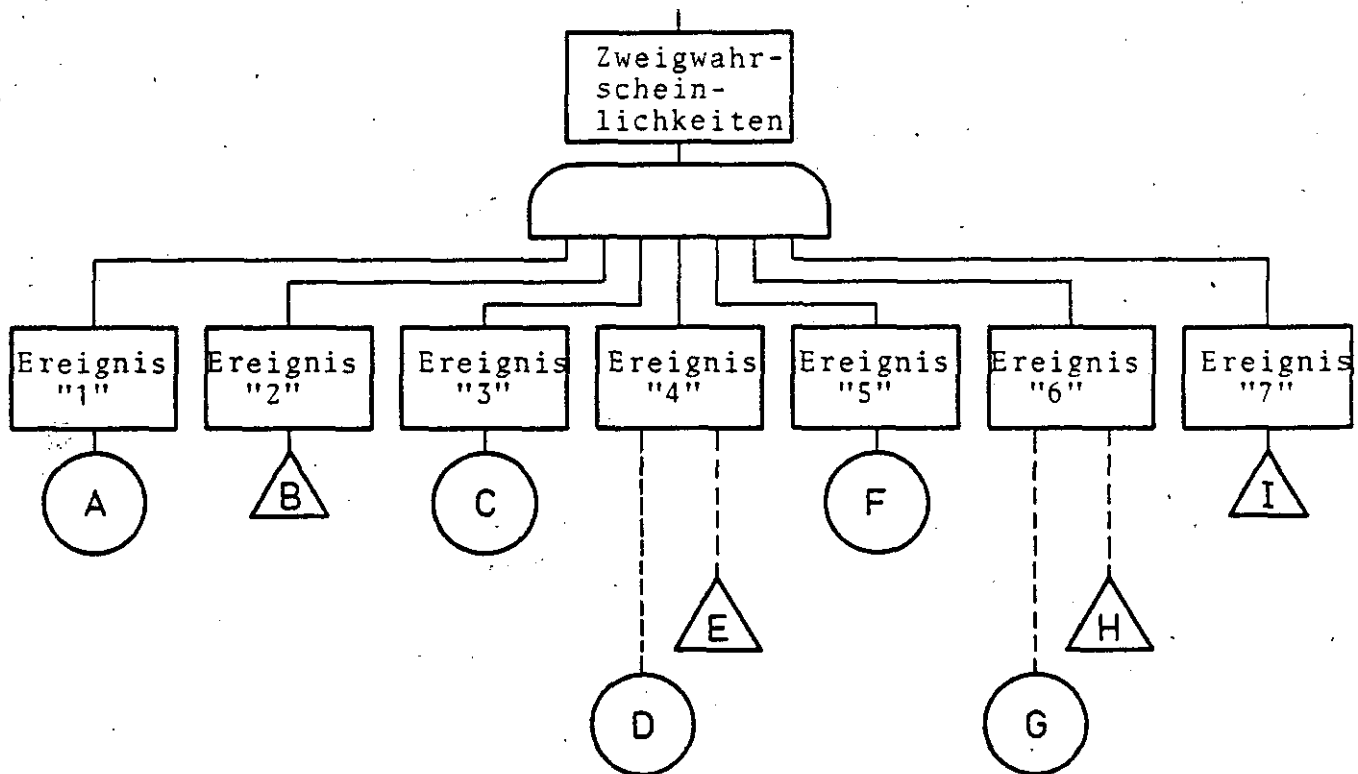


Bild Nr. 2.4: Zusammengesetzter Fehlerbaum für ZÜ-Leck

- A = Eintrittswahrscheinlichkeit für Ereignis "1"
- B = Fehlerbaum für ZÜ-Strahlungsmonitore (Bild Nr. 2.5)
- C = Nichteintrittswahrscheinlichkeit für Ereignis "3"
(berechnet aus Bild Nr. 2.6)
- D = Ausfallwahrscheinlichkeit des Operators für mittleres Leck
- E = Fehlerbaum für ZÜ-Isolationssystem (Bild Nr. 2.7)
- F = Ausfallwahrscheinlichkeit des Operators (Operatormodell)
- G = Ausfallwahrscheinlichkeit der Turbinenabschaltungseinrichtung
(großes Leck)
- H = Fehlerbaum für Reaktorabschaltung aufgrund zu geringen PCRV-
Druckes (Bild Nr. 2.9) (mittleres und kleines Leck)
- I = Fehlerbaum für Zurückhaltung der Aktivität im ZÜ-Dampfsystem
(Bild Nr. 2.10)

Der Tabelle läßt sich entnehmen, für welches Ereignis ein Fehlerbaum bzw. ein Operatormodell vorliegt.

2.3.1.1 Das Operateurmodell

Im Band II der AIPA-Studie werden mehrere Operateurmodelle beschrieben. In der IKT-Untersuchung und im Band IV der AIPA-Studie wird jedoch nur das folgende Modell angewendet. Die Wahrscheinlichkeit dafür, daß der Operateur falsch reagiert, ist

$$P_{\text{Operateur}} = e^{-\frac{t_{\text{erl}}}{\text{MTOR}}}$$

mit

t_{erl} = Zeit die dem Operateur zur Verfügung steht, um die entsprechende Aktion durchzuführen.

(Bei Überschreiten dieser Zeit wird angenommen, daß keine Operateurreaktion mehr erfolgt)

MTOR = mittlere Reaktionszeit des Operateurs

Die Unsicherheitsfaktoren werden für die Operateuraktionen wie folgt berechnet:

$$EF = \left(\frac{P_{95\%}}{P_{5\%}} \right)^{1/2}$$

$$P_{5\%} = e^{-\frac{t_{\text{erl}}}{\text{MTOR}_{5\%}}}$$

$$P_{95\%} = e^{-\frac{t_{\text{erl}}}{\text{MTOR}_{95\%}}}$$

Die $\text{MTOR}_{5\%}$, bzw. $\text{MTOR}_{95\%}$ sind die Zeiten, in denen 5% bzw. 95% aller Operateure richtig reagieren.

Die für jede Aktion entsprechende MTOR wurde in der AIPA-Studie durch Befragung von Experten, Statistiken usw. abgeschätzt. Eine genauere Beschreibung hierüber befindet sich im Band II, S.4.50 ff.

2.4 Bestimmung der Ereigniswahrscheinlichkeiten

2.4.1 Auslösendes Ereignis - Zwischenüberhitzerleck

Die Eintrittswahrscheinlichkeit des Zwischenüberhitzerlecks wurde aus einer Statistik über 45 gasgekühlte Reaktoren ermittelt. Die aufgeführten Informationen (Tabelle A1-1, AIPA-Band IV) representieren 400 Reaktorjahre Betriebserfahrungen mit wenigen Betriebsstörungen. Aus dieser Statistik ergibt sich die Wahrscheinlichkeit für einen Störfall überhaupt zu $P = 0,0042 \text{ a}^{-1}$. Tabelle A1-2 wurde zur Abschätzung der Wahrscheinlichkeit eines Zwischenüberhitzerlecks herangezogen. Betrachtet man die Versagerursachen, so sind Schweißfehler und Korrosion die häufigsten. Durch verbesserte Schweißtechniken sind die Fehler auf diesem Gebiet stark reduziert worden.

Die Eintrittswahrscheinlichkeit eines großen Lecks wird in der AIPA-Studie zu $0,002 \text{ a}^{-1}$ abgeschätzt, die für mittlere und kleine Lecks zu $0,01 \text{ a}^{-1}$ bzw. $0,04 \text{ a}^{-1}$. Als Verteilung wird die log. Normalverteilung zugrunde gelegt. Für das 90%ige Vertrauensintervall ergeben sich für alle drei Fälle Fehlerfaktoren von $EF = 4$.

Die Eintrittswahrscheinlichkeiten für die verschiedenen Zwischenüberhitzerlecks wurden vom IKT übernommen. Da über Rohrversagen in Hochtemperaturreaktoren kein statistisches Material existiert und die in der AIPA-Studie angeführten Daten nur beschränkt auf HTGR-Verhältnisse übertragbar sind, ist die Unsicherheit auf diesem Gebiet entsprechend groß.

2.4.2 Ereignis 2 - Zwischenüberhitzerleck durch Monitore des Anlagenschutzsystems identifiziert

An der Austrittsseite aller sechs Zwischenüberhitzer sind Aktivitätsmonitore (jeweils drei Geiger-Müller-Zählrohre) installiert. Damit besteht die Möglichkeit, sofort nach Auftreten eines Lecks, das Leck und den defekten Zwischenüberhitzer zu identifizieren. Übersteigt der Aktivitätspegel

einen bestimmten Wert (Isolation set point), so bewirkt das Monitorsignal eine automatische Schließung der ZÜ-Isolationsventile. Um den Operateur auf das Leck aufmerksam zu machen, wird beim Erreichen von 80% der Isolationspunktaktivität ein akustisches Signal gegeben. Ist ein Leck identifiziert, wird die entsprechende ZÜ-Schleife isoliert. Anschließend ist eine Lastsenkung erforderlich, bis die Anlage zwecks Reparatur abgeschaltet werden muß. Bild Nr. 2.5 zeigt den Fehlerbaum für das Ereignis "2". Die Strahlungsmonitore sind in einer 2/3 (zwei aus drei) Schaltung angeordnet. Die betrachteten Komponenten sind Monitor, Verstärker, Kippstufe und Spannungsversorgung. Für den Fall eines kleinen Zwischenüberhitzerlecks besteht keine Möglichkeit der Detektierung eines Lecks im Zwischenüberhitzer, da das Signal innerhalb des Aktivitätsuntergrundes liegt. Die Wahrscheinlichkeit für eine Detektierung eines solchen Signals liegt bei $P = 10^{-7}$, die Ausfallwahrscheinlichkeit ist also nahezu 1. Für den Fall des großen Lecks ist die Möglichkeit der Detektierung nahezu 1. Um die Wahrscheinlichkeit der Detektierung für ein mittleres Leck zu bestimmen, wird hier der geometrische Mittelwert verwendet.

$$x_1 = \sqrt{1 \cdot 10^{-7}} = 3,16 \cdot 10^{-4} \quad (\text{Wahrscheinlichkeit für Detektierung eines mittleren Lecks})$$

Die Ausfallwahrscheinlichkeit für das Ereignis "2" ergibt sich zu

$$Q_2 = 3 \cdot [x(1) + x(2) + x(3) + x(4)]^2 - 2 \cdot [x(1) + x(2) + x(3) + x(4)]^3 + x(14) + x(15)$$

Die Ausfallwahrscheinlichkeit des Monitorsystems ergibt sich zu $3,602 \cdot 10^{-4}$. Aus obigem Ausdruck läßt sich erkennen, daß der Common-Mode-Faktor bei diesem Ereignis die entscheidende Rolle spielt. Eine Änderung des Common-Mode-Faktors würde linear in das Ergebnis für Q_2 eingehen.

In der AIPA-Studie wurde der β -Faktor für Ereignis "2" zu 10% abgeschätzt, so daß sich $x(14)$ wie folgt ergibt:

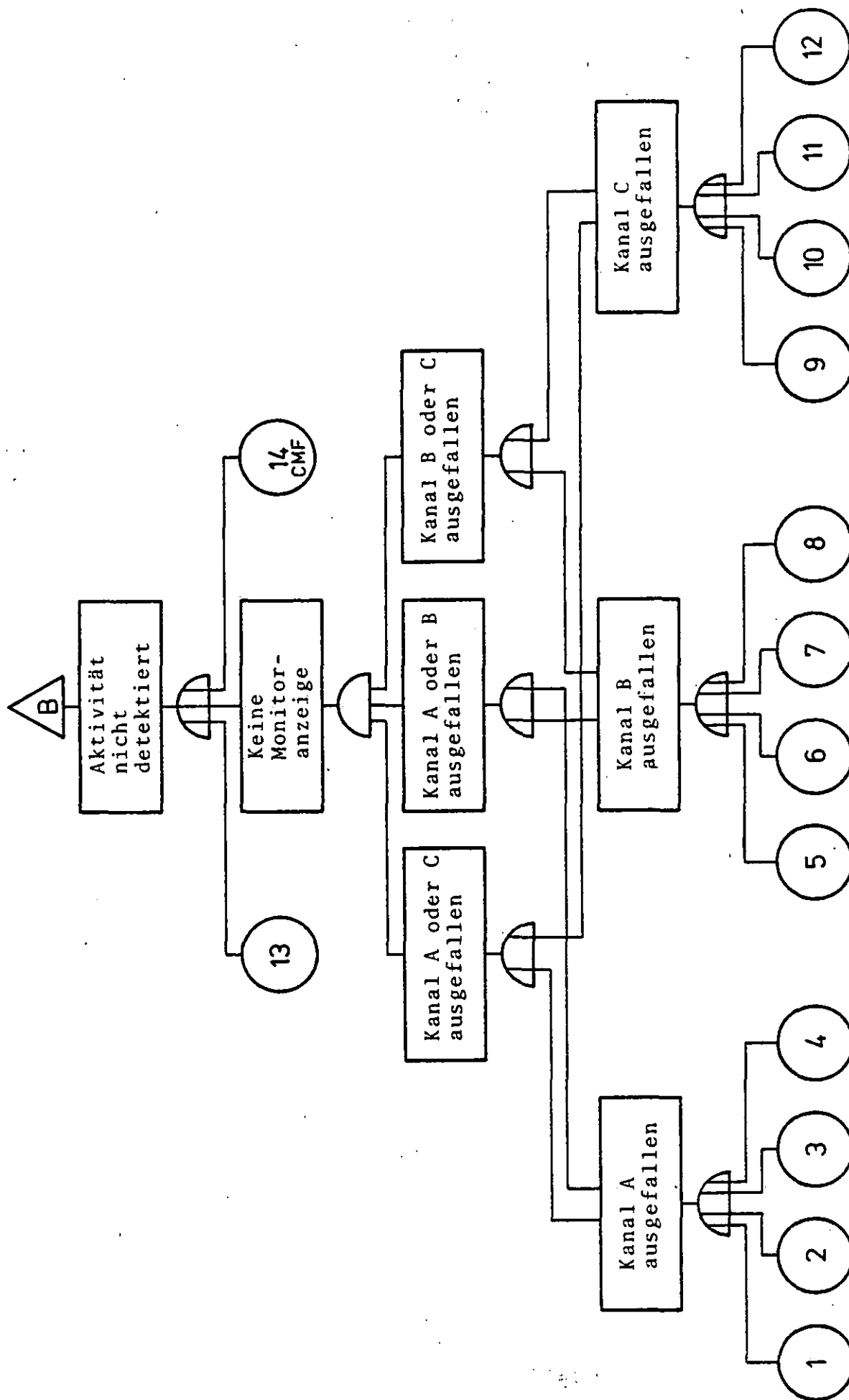


Bild Nr. 2.5: Fehlerbaum für Ereignis "2"

Komp. Nr.	Komponenten	Ausfall- wahrschein- lichkeit	Unsicher- heits- faktor	Be- zeich- nung
1	Spannungsversorgung I ausgefallen	$4 \cdot 10^{-5}$	10	x (1)
2	Geiger-Müller-Zählrohr "A" ausgefallen	$1,1 \cdot 10^{-3}$	3	x (2)
3	Verstärker "A" ausgefallen	$1,8 \cdot 10^{-3}$	3	x (3)
4	Kippstufe "A" ausgefallen	$3,4 \cdot 10^{-4}$	3	x (4)
5	Spannungsversorgung II ausgefallen	$4 \cdot 10^{-5}$	10	x (5)
6	Geiger-Müller-Zählrohr "B" ausgefallen	$1,1 \cdot 10^{-3}$	3	x (6)
7	Verstärker "B" ausgefallen	$1,8 \cdot 10^{-3}$	3	x (7)
8	Kippstufe "B" ausgefallen	$3,4 \cdot 10^{-4}$	3	x (8)
9	Spannungsversorgung III ausgefallen	$4 \cdot 10^{-5}$	10	x (9)
10	Geiger-Müller-Zählrohr "C" ausgefallen	$1,1 \cdot 10^{-3}$	3	x(10)
11	Verstärker "C" ausgefallen	$1,8 \cdot 10^{-3}$	3	x(11)
12	Kippstufe "C" ausgefallen	$3,4 \cdot 10^{-4}$	3	x(12)
13	Aktivitätspegel zu gering	$3,16 \cdot 10^{-4}$	-	x(13)
14	CMF-Monitorsystem	$3,28 \cdot 10^{-4}$	3	x(14)

Tabelle Nr. 2.2: Komponenten des Fehlerbaumes für Ereignis "2"

$$x(14) = \beta \cdot [x(1) + x(2) + x(3) + x(4)] = 0,1 \cdot 3,28 \cdot 10^{-3} = \underline{\underline{3,28 \cdot 10^{-4}}}$$

Die Daten der Monitorsystemkomponenten wurden aus der WASH-1400-Studie über Leichtwasserreaktoren übernommen.

2.4.3 Ereignis 3 - Detektierung des Zwischenüberhitzerlecks durch Operateurbeobachtungen

Versagt das im vorigen Kapitel beschriebene Schutzsystem, oder tritt ein kleines Zwischenüberhitzerleck auf, dessen Größe keine Detektierung durch die ZÜ-Monitore zuläßt, so besteht noch eine weitere Möglichkeit des Nachweises der in den Sekundärkreislauf eintretenden Radioaktivität. Die aktiven Edelgase passieren das ZÜ-Dampfsystem und sammeln sich im Kondensator. Alle nichtkondensierbaren Gase werden mittels Entgasereinrichtung aus dem Kondensator entfernt und an die Umgebung abgegeben. Da die Radioaktivität hier vor Abgabe konzentriert wird, hat man direkt hinter der Entgaservorrichtung weitere zwei Strahlungsmonitore installiert, die diese zweite Möglichkeit des Nachweises der Radioaktivität im Sekundärkreislauf darstellen. Der Operateur wird durch ein akustisches Signal auf die plötzliche Änderung in der Aktivitätsanzeige aufmerksam gemacht.

Fallen auch diese Monitore aus, so besteht noch die Möglichkeit durch kleine Änderungen in anderen Instrumentenanzeigen auf ein Leck aufmerksam zu werden. Durch den Verlust von Helium wird sich der PCR-V-Druck verringern, der Druck im Kondensator wird leicht ansteigen. Diese Änderungen verursachen erst nach längerer Zeit eine automatische Anlagenreaktion. Sie werden in Ereignis "6" detaillierter behandelt.

Bild Nr. 2.6 zeigt den für Ereignis "3" konstruierten Fehlerbaum. Hierbei werden automatische Anlagenreaktionen nicht betrachtet, so daß der Operateur die entscheidende Rolle spielt. Für die im Fehlerbaum auftretenden Komponenten 1 und 2

werden in der AIPA-Studie verschiedene MTOR *) abgeschätzt. Aus dem Fehlerbaum ergibt sich folgende Formulierung für die Nichteintrittswahrscheinlichkeit von Ereignis "3".

$$Q_3 = (1 - x(3)) \cdot x(1) + x(3) \cdot x(2) = (1 - x(3)) \cdot e^{-\frac{t_{er1}}{MTOR_1}} + x(3) \cdot e^{-\frac{t_{er1}}{MTOR_2}}$$

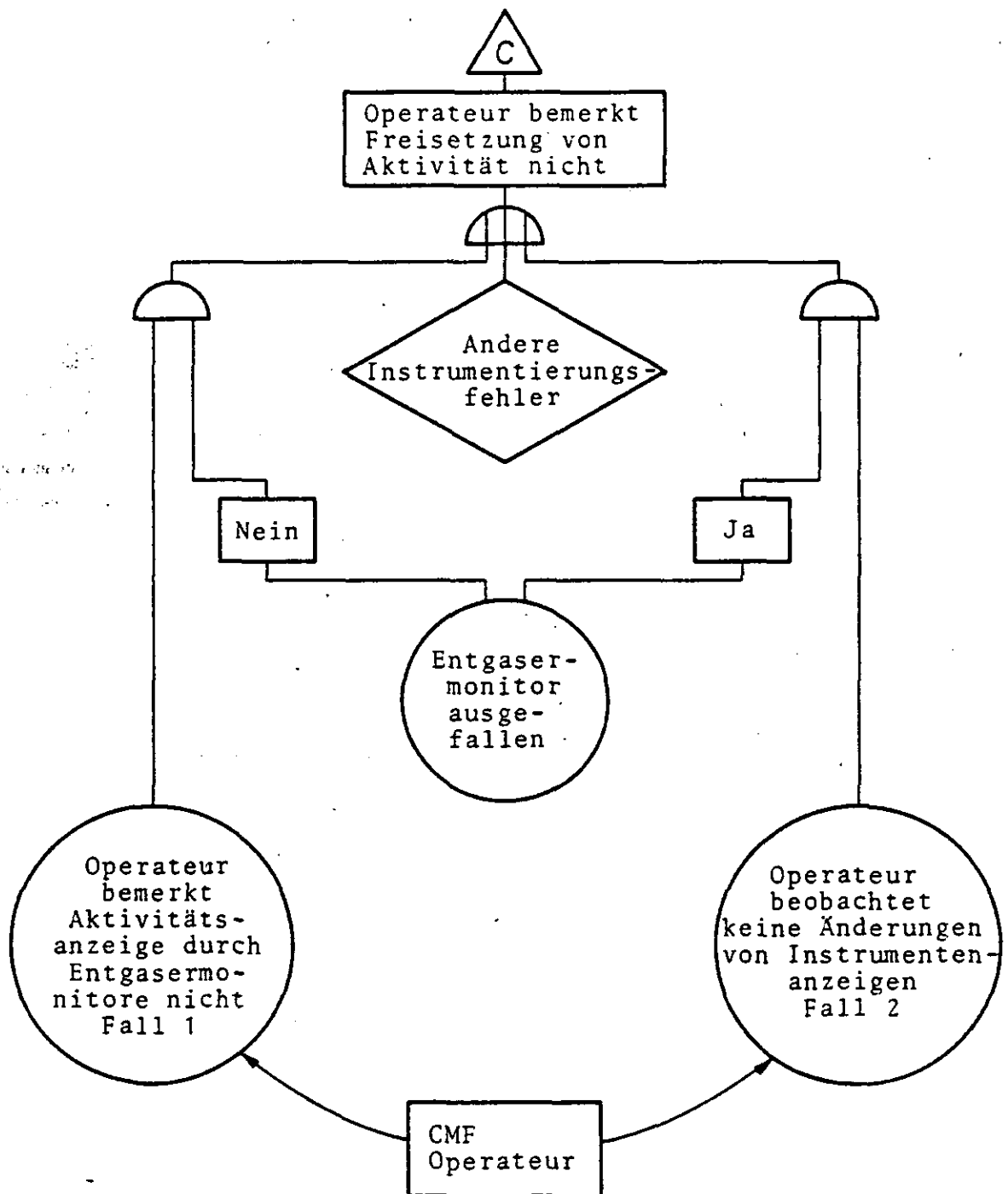
Mit einer $MTOR_1 = 0,48$ min; $MTOR_2 = 14,33$ min und $t_{er1} = 2,6$ min ergibt sich eine Wahrscheinlichkeit für Ereignis "3" von $Q_3 = 0,0185$.

Komp. Nr.		Wahr-schein-lich-keit	Un-sicher-heits-faktor	Be-zeich-nung
1	Aktivitätsanzeige nicht bemerkt, Fall 1	$4,26 \cdot 10^{-3}$	10,6	x(1)
2	Änderung der Instrumentenanzeigen, Fall 2	$1 \div 0,46$	-	x(2)
3	Entgasermonitore ausgefallen	$1,72 \cdot 10^{-2}$	-	x(3)
4	Andere Instrumentierungsfehler	0	-	

Tabelle Nr. 2.3 Komponenten des Fehlerbaumes für Ereignis "3" eine Wahrscheinlichkeit für Ereignis "3" von $Q_3 = 0,0185$.

Hierbei ist zu bemerken, daß die Ausfallwahrscheinlichkeit für die Entgasermonitore ($x(3) = 1,72 \cdot 10^{-2}$) sehr hoch ist. Würde man annehmen, daß die ZÜ-Monitore und die Entgasermonitore von gleichem Aufbau sind, so ergäbe sich eine Ausfallwahrscheinlichkeit für die Entgasermonitore von $x(3) = 3,4 \cdot 10^{-4}$.

*) In der AIPA-Studie, Band IV, Seite A-4-2 werden die MTOR unverständlicherweise hinsichtlich der Leckgröße unterschieden und nicht für die Fälle 1 und 2 (im Fehlerbaum für Ereignis 3 erläutert).



Fall 1: PPS-Monitore schalten nicht ab, Entgasermonitore arbeiten.

Fall 2: PPS-Monitore schalten nicht ab, Entgasermonitore ausgefallen.

Bild Nr. 2.6: Fehlerbaum für Ereignis "3"

Für die Nichteintrittswahrscheinlichkeit von Ereignis "3" ergäbe sich somit ein Wert von $Q_3 = 4,53 \cdot 10^{-3}$. Das AIPA Ergebnis liegt damit auf der konservativen Seite.

Die Fehlerfaktoren von Q_3 ergeben sich zu:

$$EF_1 = \frac{Q_{50}}{Q_{05}} = 3,8; \quad EF_2 = \frac{Q_{95}}{Q_{50}} = 1,9; \quad EF_3 = \sqrt{\frac{Q_{95}}{Q_{05}}} = 2,7.$$

Hieraus wird ersichtlich, daß die Wahrscheinlichkeit für Ereignis "3" nicht log. normalverteilt ist, obwohl sie in die Rechnungen als solche aufgenommen wurde.

Für den Fall eines kleinen Lecks hat der Fehlerbaum in Bild Nr. 2.6 keine Gültigkeit mehr, da die Signale sich in der Nähe des Untergrunds der Monitore bewegen. Da auch andere Informationen eine längere Zeit zur Identifizierung benötigen, läßt sich dieser Fall nicht durch obigen Fehlerbaum beschreiben. Basierend auf den zu erwartenden Instrumentierungs- und Operateurredundanzen wird in der AIPA-Studie eine Wahrscheinlichkeit von $Q_3 = 1 \cdot 10^{-4}$ abgeschätzt. Aufgrund der großen Unsicherheiten wurden die Fehlerfaktoren mit 100 abgeschätzt. Als erlaubte Reaktionszeit liegen 24 h zugrunde.

2.4.4 Ereignis 4 - Isolierung des Zwischenüberhitzers bei großem und mittlerem Leck

Ereignis 4 stellt die Isolierung des leckenden Zwischenüberhitzers dar, für den Fall, daß das Leck durch die Monitore detektiert wurde. Für den Fall eines großen Lecks erfolgt die Betätigung der Ventile automatisch, da in diesem Falle der Isolierungspunkt überschritten wird. Falls die automatische Isolierung ausfallen sollte, hat der Operateur die Möglichkeit, die Isolierung des defekten Zwischenüberhitzers manuell vorzunehmen. Die Isolierungsventile sind redundant ausgeführt. Es stehen pro ZÜ-Schleife insgesamt vier Stück zur Verfügung, jeweils zwei an Ein- und Austrittsseite. Das Bild Nr. 2.7 zeigt den Fehlerbaum für Ereignis 4. Aus der Tabelle Nr. 2.4

ersieht man, daß für die Komponenten mit den Bezeichnungen $\lambda(1)$, $\lambda(2)$, $\lambda(7)$, $\lambda(8)$ Ausfallraten angegeben sind. Die Komponenten $x(1)$ und $x(2)$ werden in monatlichem Abstand getestet. Ihre mittlere Unverfügbarkeit wird wie folgt berechnet:

$$x(1) = \lambda(1) \cdot 720/2 = 3,6 \cdot 10^{-4}; \quad x(2) = \lambda(2) \cdot 720/2 = 3,6 \cdot 10^{-4}.$$

Für die Komponenten $x(7)$ und $x(8)$ wird angenommen, daß sie selbstmeldend sind und sich innerhalb von 24 Stunden reparieren lassen. Die mittlere Unverfügbarkeit ergibt sich damit zu:

$$x(7) = \lambda(7) \cdot 24 = 7,2 \cdot 10^{-7}; \quad x(8) = \lambda(8) \cdot 24 = 2,4 \cdot 10^{-5}.$$

Die Berechnung des Common-Mode-Faktors ergibt sich zu:

$$x(31) = \beta \cdot [x(1) + x(2) + x(3) + x(5) + x(6) + x(7) + x(8) + x(9)] + \beta_1 \cdot x(10)$$

$$\text{Mit } \beta=0,1 \text{ und } \beta_1 = 0,01 \text{ ergibt sich } x(31) = 1,18 \cdot 10^{-4}.$$

Aus dem Fehlerbaum läßt sich leicht erkennen, daß der CMF die entscheidende Komponente ist. Die Ausfallwahrscheinlichkeit ergibt sich zu $Q_4 = 1,2 \cdot 10^{-4}$. Eine Änderung des Common-Mode-Faktors würde proportional in das Ergebnis von Q_4 eingehen.

Kom. Nr.	Komponente	Ausfall- wahrschein- lichkeit	Un- sicher- heits- faktor	Be- zeich- nung	Anmerkung
1.11	2/3 Modulausfall	$1 \cdot 10^{-6} \text{ h}^{-1}$	10	$\lambda(1)$	monatliches Testintervall
2.12	1/2 Logikausfall	$1 \cdot 10^{-6} \text{ h}^{-1}$	10	$\lambda(2)$	- " -
3.13	Manueller Isolationsschalterfehler	$1 \cdot 10^{-5} \text{ D}^{-1}$	3	$x(3)$	
4.14	Keine Operateuraktion	$1 \cdot 10^{-3}$	30	$x(4)$	
5	Spannungsversorgung II ausgefallen	$4 \cdot 10^{-5}$	10	$x(5)$	
6.16, 21, 26	Ventilkontrollmodul ausgefallen	$1 \cdot 10^{-4} \text{ D}^{-1}$	3	$x(6)$	
7, 17, 22, 27	Hydraulikleitung gebrochen	$3 \cdot 10^{-8} \text{ h}^{-1}$	10	$\lambda(7)$	selbstmeldend 24 h Reparatur
8, 18, 23, 28	Accumulator nicht geladen	$1 \cdot 10^{-6} \text{ h}^{-1}$	10	$\lambda(8)$	- " -
9, 19, 24, 29	Solenoid-Ventilausfall	$3 \cdot 10^{-4} \text{ D}^{-1}$	3	$x(9)$	
10, 20, 25, 30	Ventilkörper schließt nicht	$1 \cdot 10^{-4} \text{ D}^{-1}$	3	$x(10)$	
15	Spannungsversorgung III ausgefallen	$4 \cdot 10^{-5}$	10	$x(15)$	
31	CMF-Isolationssystem	$1,18 \cdot 10^{-4}$	10	$x(31)$	

Tabelle Nr. 2.4: Komponenten des Fehlerbaumes für Ereignis "4"

Für den Fall des mittleren Lecks wird der Operateur die entscheidende Komponente, da keine automatische Anlagenschutzreaktion erfolgt. Die Ausfallwahrscheinlichkeit der Instrumentierung ist um eine Größenordnung kleiner. In der AIPA-Studie wurde für diese Operateuraktion eine MTOR von 24 sec und eine erlaubte Reaktionszeit von 2,6 min abgeschätzt. Das Operateurmodell liefert dann eine Ausfallwahrscheinlichkeit von $Q_4 = 1,5 \cdot 10^{-3}$.

Für dieses Ereignis fehlen die Angaben über $MTOR_{5\%}$, $MTOR_{95\%}$, so daß keine Abschätzung des Unsicherheitsfaktors vorgenommen werden kann.

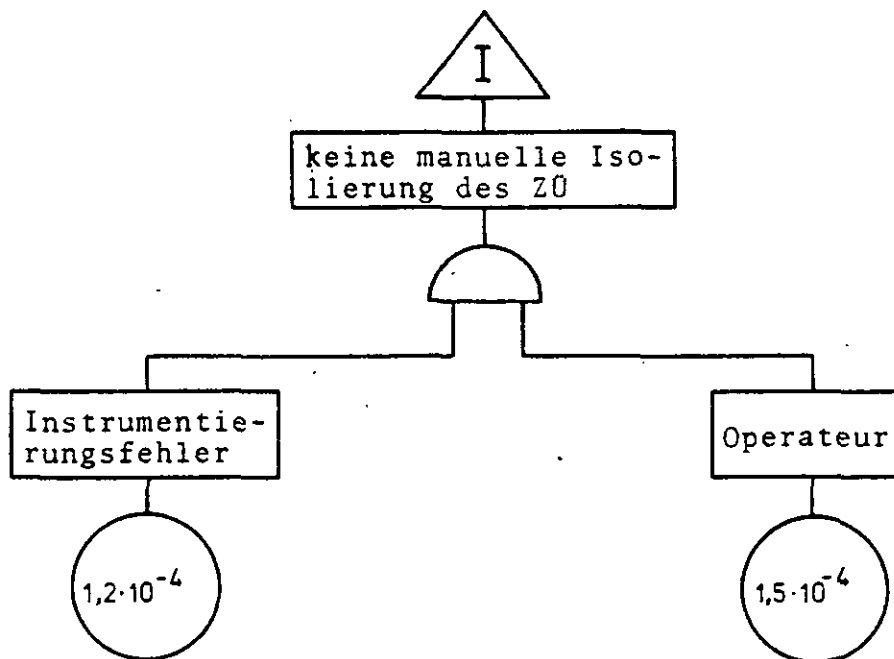


Bild Nr. 2.8: Fehlerbaum für Ereignis "4" (mittleres Leck)

2.4.5 Ereignis 5 - Manuelle Reaktorabschaltung

Ereignis 5 stellt eine manuelle Reaktorabschaltung durch den Operateur dar. Die Reaktion wird unter bestimmten Umständen erforderlich, z.B. wenn ein großes Leck aufgetreten ist und das Isolationssystem nicht funktioniert. In diesem Falle kann der Störfall durch eine Reaktorabschaltung beendet werden. Da jedoch keine automatische Abschaltung erfolgt, ist auch hier der Operateur die entscheidende Komponente. Die Instrumentierungsfehler können auch hier vernachlässigt werden. Bei der Abschaltung muß man verschiedene Fälle unterscheiden. Im Falle eines großen Lecks (Monitore intakt), wird die Reaktion des Operators schnell erfolgen, im Falle eines mittleren Lecks (Monitore ausgefallen) wird die Reaktionszeit entsprechend länger sein. Der folgenden Tabelle sind die Ergebnisse zu entnehmen. Sie werden anhand des Operateurmodelles ermittelt.

Zweig	MTOR	MTOR _{5%}	MTOR _{95%}	t _{erl}	Wahrscheinlichkeit	EF AI-PA	EF IKT
LB LD	8,0(7,2) sec	4,0 sec	15,6 sec	4,8 sec	2,5 · 10 ⁻³ 0,1	47	87
IB ID							
LG LI	4,78 min	3,25 min	6,0 min	10,25 min			
IG II	9,9 min	7,0 min	12,8 min	22,8 min			
SG SI	49,5 min	5,9 min	93 min	114 min		2	2

Tabelle Nr. 2.5: Ergebnisse für Ereignis "5"

2.4.6 Ereignis 6 - Langzeitreaktionen der Anlage, verursacht durch ein Zwischenüberhitzerleck

Versagen alle bisher beschriebenen Schutzmaßnahmen, kann der Störfall noch durch zwei weitere Reaktionen der Anlage beendet werden.

- a) Turbinenschnellschluß aufgrund eines zu geringen Kondensatorvakuum
- b) Reaktorabschaltung aufgrund eines zu geringen PCRV-Druckes.

Für den Fall eines großen Lecks wird ein Turbinenschnellschluß erfolgen, da die Entgasereinrichtung des Kondensators nicht mehr in der Lage ist, die in den Sekundärkreislauf eingetretenen Gasmengen in vollem Umfange zu entfernen. Aus diesem Grunde wird das Kondensatorvakuum verringert werden, bis es, bei Überschreiten eines Druckes von ca. 0,15 bar zu einem Turbinenschnellschluß kommt. In der AIPA-Studie fehlen Daten und Fehlerbaum über die Turbinenabschaltung. Der Wert von $Q_6 = 2 \cdot 10^{-4}$ wurde einer Datensammlung entnommen (Ref.A1-4, AIPA Band IV, S.A1-53).

Für den Fall eines kleinen und mittleren Lecks erfolgt keine Turbinenabschaltung, da die eingetretenen Gase noch vollkommen aus dem Kondensator entfernt werden können. Treten jedoch 20% des Primärkühlmittels aus dem PCRV aus, so wird der Reaktor aufgrund des zu geringen Primärkreisdruckes abgeschaltet. Der Fehlerbaum für dieses Ereignis wurde aus den zugehörigen Angaben des Störfalles "LOSP", Ereignis "4" zusammengestellt. Hierfür ergab sich eine Ausfallwahrscheinlichkeit von $Q_6 = 2,3 \cdot 10^{-5}$ gegenüber $1 \cdot 10^{-5}$ aus der AIPA-Studie. Die angeführten Fehlerbäume waren zum Teil fehlerhaft (siehe LOSP) und mußten entsprechend korrigiert werden.

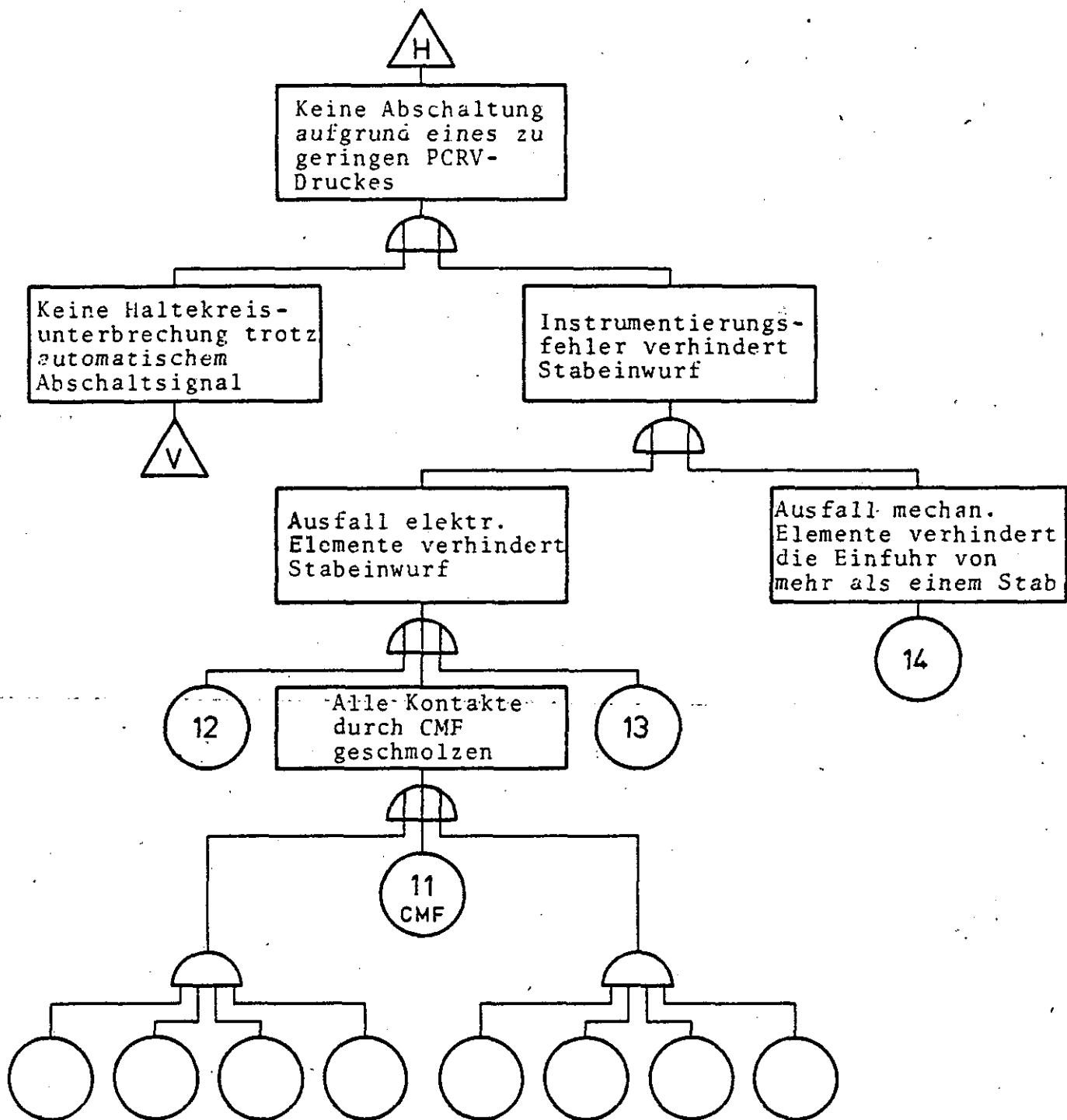


Bild Nr. 2.9a: Fehlerbaum für Ereignis "6"
(mittleres und kleines Leck)

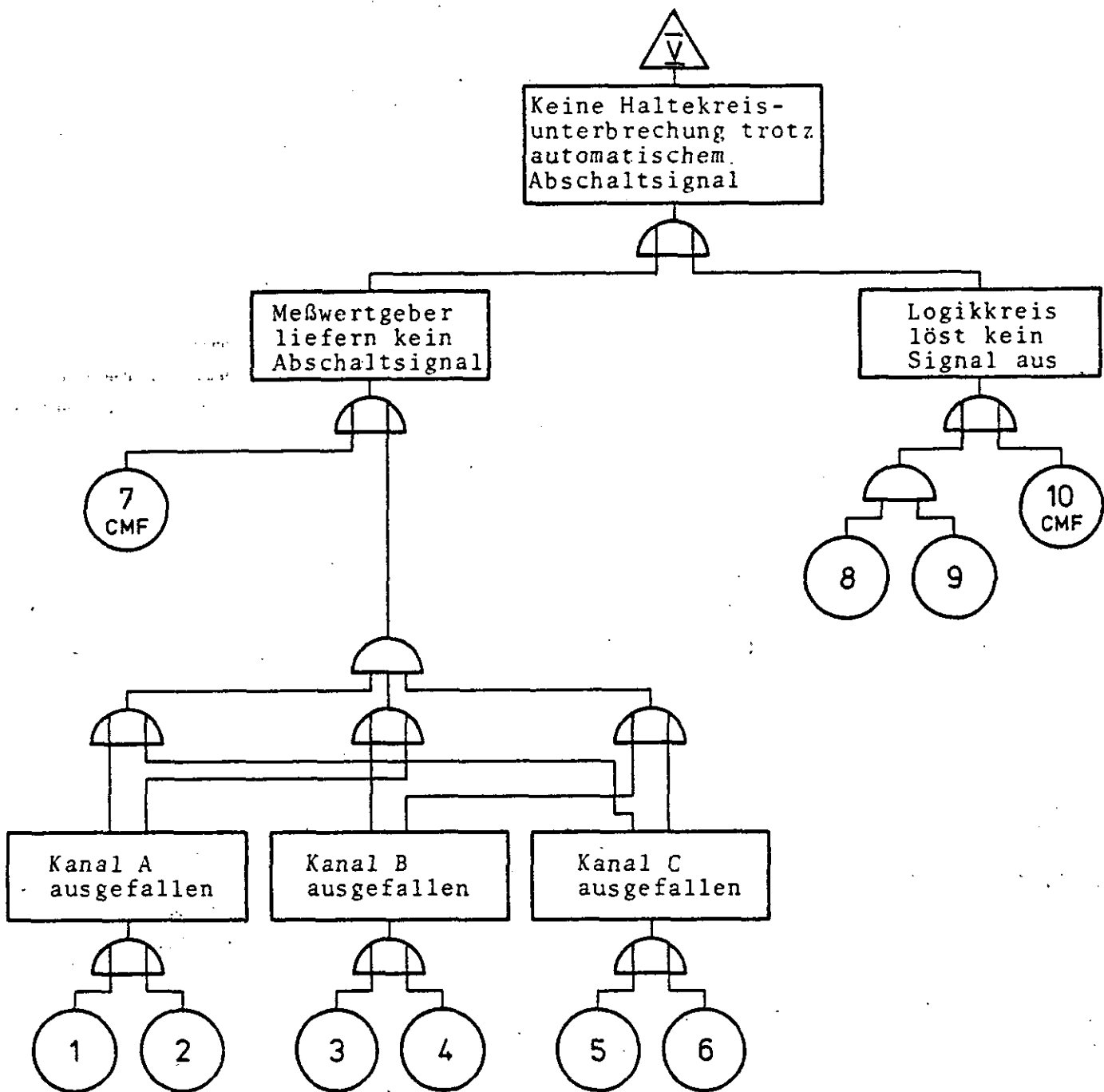


Bild Nr. 2.9b: Fehlerbaum für Ereignis "6"
(mittleres und kleines Leck)

Komp. Nr.	Komponente	Ausfallwahrscheinlichkeit	Unsicherheitsfaktor
1,3,5	Meßwertgeber (Kanal A,B oder C) Kühlmitteldruck ausgefallen	$1 \cdot 10^{-5}$	3
2,4,6	Kippstufe ausgefallen		
7	CMF des Meßkanals	$7 \cdot 10^{-7}$	3
8	Koinzidenzausfall Logikkreis A	$5 \cdot 10^{-6}$	3
9	Koinzidenzausfall Logikkreis B	$5 \cdot 10^{-6}$	3
10	CMF der Logikkreise	$5 \cdot 10^{-7}$	3
11	Alle Kontakte durch CMF geschmolzen	$4 \cdot 10^{-6}$	10
12	Kein einzelner Stabeinwurf trotz Operateurbefehl	$4 \cdot 10^{-6}$	10
13	Keine Unterbrechung der Spannungsversorgung trotz Operateurbefehl	$4 \cdot 10^{-6}$	10
14	CMF des Stabantriebes	$1 \cdot 10^{-6}$	10

Tabelle Nr. 2.6: Komponenten des Fehlerbaumes für Ereignis "6"
(kleine und mittlere Lecks)

Im Fehlerbaum für Ereignis "6" treten mehrere CMF auf. Da sie in den oberen Oder-Gattern erscheinen, bestimmen sie hauptsächlich das Ergebnis. Eine Änderung der β -Faktoren würde auch hier linear in das Ergebnis einfließen.

2.4.7 Ereignis 7 - Zurückschaltung der Aktivität im ZÜ-Dampfsystem

Ereignis 7 betrachtet das manuelle Schließen bestimmter Ventile des Sekundärkreises, wodurch eine Isolation des Lecks erreicht wird. Das Ausfallverhalten der ZÜ-Isolationsventile wurde schon im Ereignis 4 betrachtet. Für den Fall, daß diese Ventile noch operabel sind, können sie durch Operateurbefehle geschlossen werden. Weiterhin können entsprechende Turbinenisolationsventile geschlossen werden. Bild Nr. 2.10 zeigt den Fehlerbaum

für Ereignis "7". Gegenüber dem in der AIPA-Studie angegebenen Fehlerbaum sind hier nur die wichtigsten Komponenten enthalten. Da die Operatoraktionen die entscheidenden Komponenten sind, fehlen Angaben über die Instrumentierung hier ganz. Der Wert für die Ausfallwahrscheinlichkeit ergibt sich zu $Q_7 = 4,7 \cdot 10^{-3}$. Der entsprechende logische Ausdruck lautet:

$$Q_7 = x(1) \cdot x(2) + x(3) + x(4).$$

Zu bemerken ist hier, daß in der AIPA-Studie eine genaue Beschreibung des Ereignisses "7" fehlt. Es werden keine Angaben über die in Tabelle Nr. 5 aufgeführten Operateuraktionen sowie über die Berechnung deren Wahrscheinlichkeiten gemacht. Der in Band IV, S. A1-43 dargestellte Fehlerbaum kann nicht zur Ermittlung der Ausfallwahrscheinlichkeit herangezogen werden, da die Struktur nicht mit dem entsprechenden logischen Ausdruck übereinstimmt.

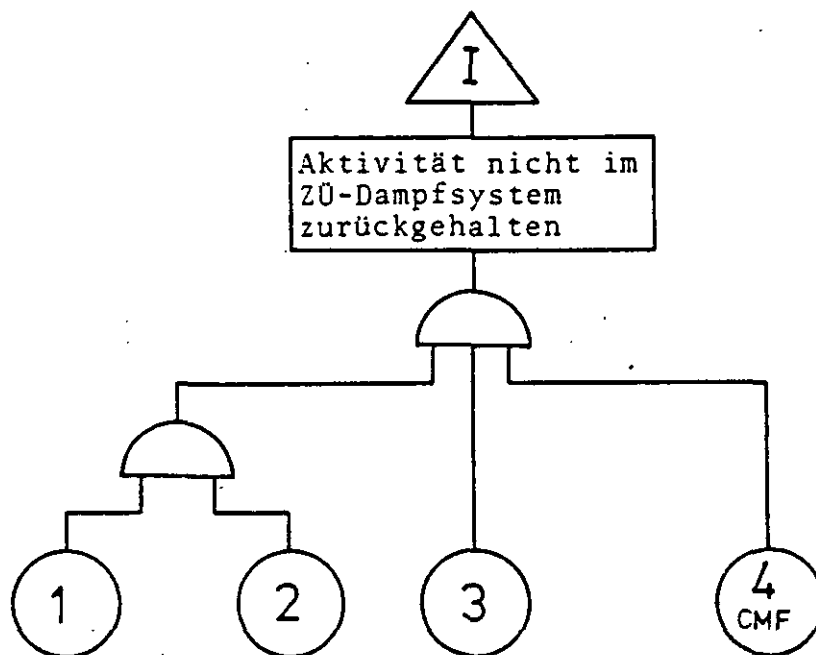


Bild Nr. 7: Fehlerbaum für Ereignis "7"

Komp. Nr.	Komponente	Ausfall-wahrscheinlichkeit	Unsicher-heits-faktor	Be-zeich-nung
1	Operateuraktion 1	$1 \cdot 10^{-2}$	5	x(1)
2	Operateuraktion 2	$1,5 \cdot 10^{-3}$	10	x(2)
3	Operateuraktion 3	$4,5 \cdot 10^{-3}$	10	x(3)
4	CMF	$1,17 \cdot 10^{-4}$	10	x(4)

Tabelle Nr. 2.7: Komponenten des Fehlerbaumes für Ereignis "7"

2.4.8 Statistische Abhängigkeit der Systeme

Die einzelnen Ereignisfehlerbäume werden bei der Ermittlung der Zweigwahrscheinlichkeiten als unabhängig angesehen.

Manche Schutzsysteme enthalten jedoch gemeinsame Bauteile, so daß die im Ereignisbaum erscheinenden Einzelergebnisse abhängig werden. Ein Beispiel hierfür ist die gemeinsame Spannungsversorgung von ZÜ-Monitoren und ZÜ-Isolationsventilen. Diese Abhängigkeit wurde in der AIPA-Studie berücksichtigt und zwar so, daß die Korrektur am letzten der beiden abhängigen Ereignisse angebracht wurde. Sind z.B. Ereignis 2 und Ereignis 4 abhängig, so wurde die Wahrscheinlichkeit des Ereignisses 4 korrigiert.

Da die Berücksichtigung der Systemanhängigkeiten in Band IV, S.A1-45 ff. zum Teil fehlerhaft dargestellt wurde, sei im folgenden das korrigierte AIPA-Beispiel aufgeführt.

Die gemeinsame Hardware der Ereignisse 2 und 4 sind die drei unabhängigen Spannungsversorgungen (UPS). Monitorkanal B und ZÜ-Isolationskanal A werden beide von der Spannungsquelle II versorgt. Monitorkanal C und ZÜ-Isolationskanal B werden von III gespeist. Die Wahrscheinlichkeit für den Zweig LA läßt sich mittels folgender Wahrscheinlichkeitsgleichung berechnen.

$$P(LA) = P(\bar{X}, \bar{Y}) \cdot P(\bar{2}/\bar{X}, \bar{Y}) \cdot P(\bar{4}/\bar{X}, \bar{Y}) + P(\bar{X}, Y) \cdot P(\bar{2}/\bar{X}, Y) \cdot P(\bar{4}/\bar{X}, Y) + \\ P(X, \bar{Y}) \cdot P(\bar{2}/X, \bar{Y}) \cdot P(\bar{4}/X, \bar{Y}) + P(X, Y) \cdot P(\bar{2}/X, Y) \cdot P(\bar{4}/X, Y)$$

Hierin bedeuten:

$X \hat{=}$ Ausfall der Spannungsversorgung II

$Y \hat{=}$ Ausfall der Spannungsversorgung III

$\bar{} \hat{=}$ Komponente intakt bzw. Ereignis eingetreten.

Es können folgende Vereinfachungen gemacht werden:

$$P(2/X, Y) = P(4/X, Y) = 0 \quad (\text{unmögliche Ereignisse})$$

$$P(X, \bar{Y}) = P(\bar{X}, Y); \quad P(2/\bar{X}, Y) = P(2/X, \bar{Y}); \quad P(4/\bar{X}, Y) = P(4/X, \bar{Y})$$

(aus Symmetriegründen)

Damit vereinfacht sich die obige Gleichung für $P(LA)$ zu:

$$P(LA) = P(\bar{X}, \bar{Y}) \cdot P(2/\bar{X}, Y) \cdot P(4/\bar{X}, \bar{Y}) + 2 P(\bar{X}, Y) \cdot P(2/X, \bar{Y}) \cdot P(4/X, Y)$$

Als Indices werden hierbei verwendet:

$i \hat{=}$ unabhängig (independent); $c \hat{=}$ Common Mode

$P(\bar{X}, \bar{Y}) \hat{=}$ Wahrscheinlichkeit dafür, daß beide UPS arbeiten

$$P(\bar{X}, \bar{Y}) \hat{=} [1 - P_i (\text{UPS})]^2 \cdot [1 - P_c (\text{UPS})] = \underline{\underline{1 - 8,4 \cdot 10^{-5}}}$$

$P(2/\bar{X}, \bar{Y}) \hat{=}$ Wahrscheinlichkeit dafür, daß Ereignis 2 eingetreten ist und beide UPS arbeiten

$$P(2/\bar{X}, \bar{Y}) = 1 - P(2/X, \bar{Y}) = 3 \cdot [X(2) + X(3) + X(4)]_i^2 - 2 \cdot [X(2) + X(4)]_i^3 + 0,1 \cdot [X(2) + X(3) + X(4)]_c = \underline{\underline{3,55 \cdot 10^{-4}}}$$

$P(4/\bar{X}, \bar{Y}) \hat{=}$ Wahrscheinlichkeit dafür, daß Ereignis 4 eingetreten ist und beide UPS arbeiten.

$$A = X(5) + X(1) + X(2) \cdot (X(3) + X(4))$$

$$B = X(6) + X(7) + (8) + X(9) + X(10)$$

$$C = X(15) + X(11) + X(12) \cdot (X(13) + X(19))$$

$$D = X(16) + X(17) + X(18) + X(19) + X(20)$$

$$E = X(21) + X(22) + X(23) + X(24) + X(25)$$

$$F = X(26) + X(27) + X(28) + X(29) + X(30)$$

$$P(4) = (A+B) \cdot (C+D) + (A+E) \cdot (C+F) + X(31) = AC+BC+AD+BD+EC+AF+EF+X(31).$$

Da A und C sowie B, D, E und F wertemäßig gleich sind, läßt sich obiger Ausdruck zusammenfassen

$$P(4) = A^2 + 4AB + 2B^2 + X(31)$$

$$P(4/\bar{X}\bar{Y}) \rightarrow X(5) = X=0; \quad X(15) = Y=0; \quad X(31) = X(31) - 0,1 \cdot X(5) = 1,14 \cdot 10^{-4}$$

$$\underline{P(4/\bar{X}, \bar{Y}) = 1,145 \cdot 10^{-4}}$$

$$P(4/\bar{X}, Y) \rightarrow X(5) = X=0; \quad X(15) = Y = 1; \quad C = 1$$

$$P(4/\bar{X}, Y) = A+B+A+E = A+B = \underline{1,16 \cdot 10^{-3}}$$

$P(\bar{X}, Y) \hat{=}$ Wahrscheinlichkeit dafür, daß eine UPS arbeitet und eine ausgefallen ist.

$$2 P(\bar{X}, Y) = 2 \cdot [1 - P(X)] \cdot P(Y) =$$

$$2 [1 - P_i(UPS)] \cdot [1 - P_c(UPS)] \cdot P_i(UPS) = 8 \cdot 10^{-5}$$

$P(\bar{2}/\bar{X}, Y) \hat{=}$ Wahrscheinlichkeit dafür, daß Detektion erfolgt, obwohl III ausgefallen.

$$A = X(1) + X(2) + X(3) + X(4); \quad B = X(1) + X(2) + X(3)$$

$$P(2/\bar{X}, Y) = A \cdot B + A + B + X(14) = \underline{6,86 \cdot 10^{-3}}$$

Mit den ermittelten Werten ergibt sich für die Wahrscheinlichkeit von P(LA) ein Wert von

$$\underline{P(LA) = 1 - 4,735 \cdot 10^{-4}}$$

Die Wahrscheinlichkeit für Zweig LB ist somit:

$$P(LB) = P(\bar{2}) \cdot P(4/\bar{2}) = P(\bar{2}) \cdot [1 - P(\bar{4}/\bar{2})] = P(\bar{2}) \cdot [1 - P(A)/PL(2)]$$

$$P(4/\bar{2}) \hat{=} 1 - \frac{P(\bar{4}/\bar{2})}{P(\bar{2})} \quad \text{mit } P(\bar{2}) = 1 - 3,602 \cdot 10^{-4}$$

$$\underline{P(4/\bar{2}) = 1,15 \cdot 10^{-4};} \quad \underline{P(4) = 1,2 \cdot 10^{-4}}$$

Das Ergebnis zeigt, daß die Berücksichtigung der Abhängigkeiten keinen Einfluß auf das Ergebnis hat.

3. Störfallanalyse des Netzausfalls bei einem HTR

3.1 Zusammenfassung

Der Ereignisbaum (Abb. 3.1) zeigt die Ergebnisse der Rechnungen des IKT. Dem sind die Ergebnisse der AIPA-Studie zur besseren Übersichtlichkeit gegenübergestellt.

Im Ereignisbaum sind als Ausfallwahrscheinlichkeiten für die einzelnen Ereignisse entweder die aus der AIPA-Studie übernommenen Werte eingetragen worden, oder die Ergebnisse der Rechenläufe des IKT für die Ereignisse, für die ein Fehlerbaum vorlag.

Es zeigt sich, daß die Mediane der Zweigausfallwahrscheinlichkeiten kaum von den Ergebnissen der AIPA-Studie abweichen. Die größten Unterschiede liegen in den Angaben für die Fehlerfaktoren.

Der Ereignisbaum gliedert sich in zwei Hälften, je nachdem ob das Ereignis 2 eintritt oder nicht.

Im ersten Fall (obere Hälfte) sind die Eintrittswahrscheinlichkeiten so klein, daß sie für die Risikobetrachtung vernachlässigt werden können.

In der unteren Hälfte sind die Ausfallwahrscheinlichkeiten höher. Auch im Ereignisbaum des IKT hat der Zweig BD die höchste Wahrscheinlichkeit. Die in der AIPA-Studie gegenüber der IKT-Rechnung stark abweichenden Fehlerfaktoren sind durch das Ereignis 5 (Startversagen des Hilfskühl-systems) bestimmt.

Hier liegt eine empfindliche Abhängigkeit von den β -Faktoren der Eingangskomponenten dieses Fehlerbaumes vor.

3.2 Einleitung

In diesem Teil der am IKT durchgeführten Untersuchung werden die in der AIPA-Studie berechneten Wahrscheinlichkeiten für verschiedene Störfallabläufe, die nach einem Netzausfall auftreten können, überprüft. Diese

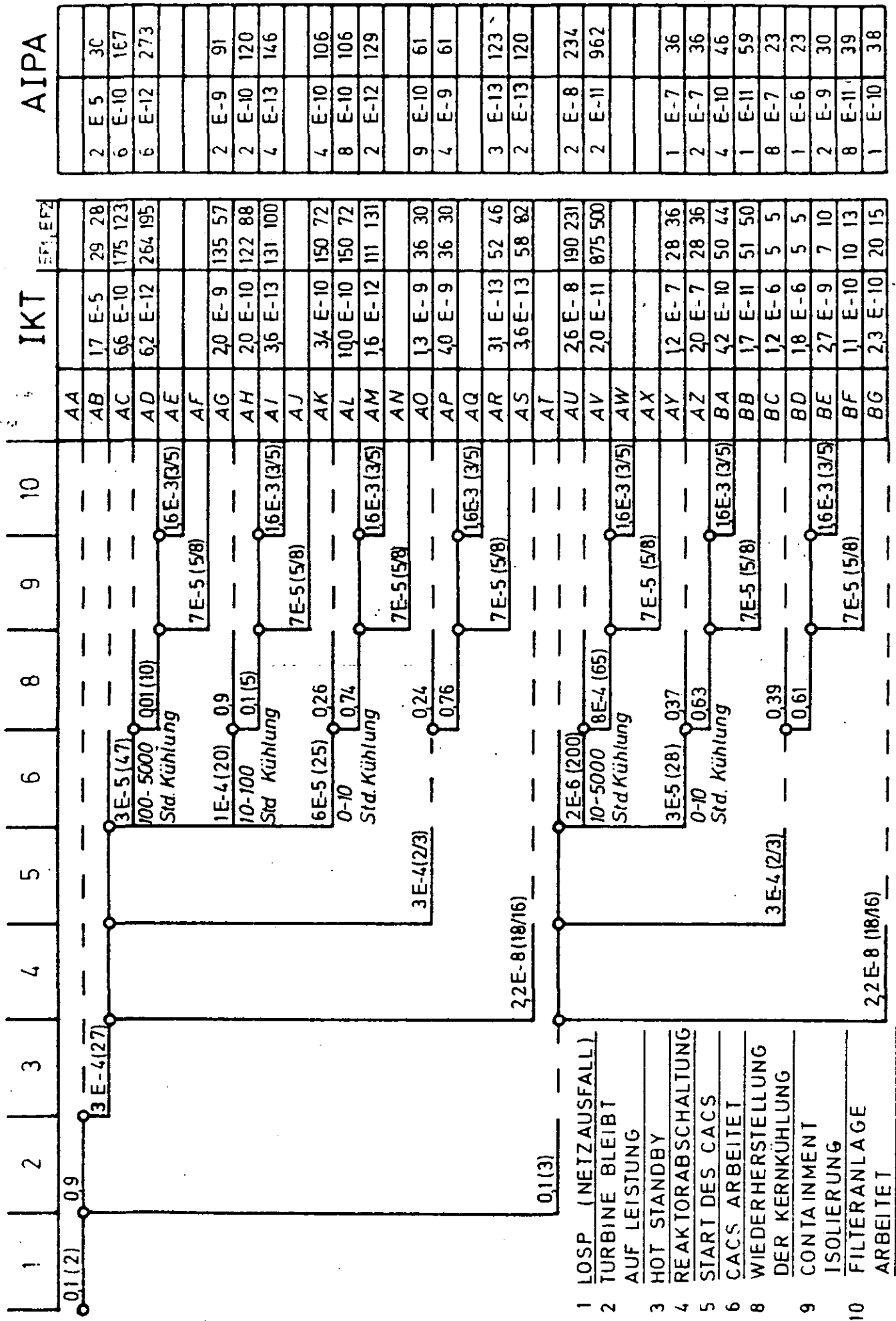


Bild 3.1 "LOSP" Ereignisbaum

Störfallabläufe werden in einem Ereignisbaum, der sich aus 9 Einzelereignissen zusammensetzt, dargestellt und werden im Anhang A2 des Bandes IV der AIPA-Studie näher beschrieben. Auch für die Berechnungen des IKT ist dieser Anhang als Grundlage genommen worden. Wenn im folgenden auf Tabellen, Kurven oder Formeln Bezug genommen wird, sind diese, sofern nichts anderes ausdrücklich erwähnt wird, im Anhang A2 zu finden.

Der Ereignisbaum der AIPA-Studie ist ebenfalls im Anhang (Fig. A2-1) zu finden. Das Ergebnis der Berechnungen des IKT ist in 3.1 beschrieben.

3.3 Störfallablauf

Nach einem Ausfall des Netzes soll der Reaktor soweit heruntergefahren werden, daß seine Leistung dem Eigenbedarf des Systems entspricht. Damit ist im Normalfall die Versorgung des Reaktors insbesondere die Kühlung des Kernes durch die Hauptkühlkreisläufe gesichert.

Wie später noch erläutert wird, kann dieser "hot standby" Zustand nicht immer aufrechterhalten werden. Gelingt dieses nicht, muß eine Reaktorschnellabschaltung vorgenommen werden. Gelingt auch dieses nicht, käme es zur Freisetzung von Spaltmaterial, falls die Hilfskühlkreisläufe nicht starten. Für den Regelfall, daß die Hilfskühlkreisläufe starten, muß für die weitere Betrachtung eine Zeitdiskretisierung vorgenommen werden.

Im Gegensatz zum Leichtwasserreaktor ist eine Überhitzung des Kernes nicht so schnell gegeben, weil die Masse des Moderators und des Spannbetonbehälters eine große Wärmekapazität besitzen. Ein vollständiger sofortiger Ausfall der Kühlung läßt erst nach 1,25 Std die Temperatur so weit ansteigen, daß eine Freisetzung infolge einer Beschädigung des Wärmeschutzschildes im Spannbetonbehälter erfolgen könnte. Diese Zeitspanne vergrößert sich beträchtlich, falls der Kern wenigstens vorübergehend gekühlt werden kann. Daraus ergibt sich die Notwendigkeit, die Wahrscheinlichkeit zur Wiederherstellung der Spannungsversorgung aus dem Netz oder über die Notstromanlage und damit die Wiederinbetriebnahme der Haupt-

kühlkreisläufe bzw. nicht gestarteter oder ausgefallener Hilfskühlkreisläufe als Zeitfunktion zu berücksichtigen.

So ist es in den ersten 10 Stunden nach Schnellabschaltung des Reaktors notwendig, daß zwei der drei Hilfskühlkreisläufe betriebsbereit sind, nach 10 Stunden genügt einer.

Wenn weder die Hilfskühlkreisläufe in Betrieb gehen, noch die Kernkühlung mit den Hauptkreisläufen wieder aufgenommen werden kann, kommt es nur dann zur Freisetzung größerer Radioaktivitätsmengen, falls man das Containment nicht abschließen kann oder das Filtersystem nicht arbeitet. Als sehr viel relevanter für das Gesamtrisiko ergibt sich aus dem Ereignisbaum der AIPA-Studie eine Störfallsequenz, bei der es zu Anfang des Ablaufes nicht gelingt, den Reaktor nach Netzausfall auf Eigenbedarf abzufangen. Dann ist es nach einer Schnellabschaltung notwendig, daß die Hilfskreisläufe den Betrieb sofort aufnehmen. Der weitere Verlauf entspricht dann dem oben geschilderten. Auch hier liegen zeitabhängige Wahrscheinlichkeiten vor, die dann im Ereignisbaum durch eine Zeitdiskretisierung berücksichtigt werden.

3.4 Änderungen

3.4.1 Methodische Änderungen

Die Verfasser der AIPA-Studie gehen so vor, daß sie die einzelnen Ereignisse analysieren und die Wahrscheinlichkeiten der Ereignisse berechnen.

Dabei stützen sie sich, abhängig von den jeweils untersuchten Ereignissen, auf

Datensammungen, (Netzausfall, Turbinenschnellabschaltung, "hot standby"-ausfall),

rein analytische Lösungen (Betrieb der Hilfskühlkreisläufe) oder bei komplexen Ausfallzusammenhängen auf Fehlerbäume (Reaktorschnellabschaltung, Start des Hilfskühlsystems, Containment Isolierung, Filteranlage).

Bei den Abschätzungen der Unsicherheitsfaktoren der benutzten Daten ist die Annahme zugrundegelegt, daß die Ausfallwahrscheinlichkeiten logarithmisch normalverteilt sind. Die Einzelergebnisse werden dann als unabhängig und die ermittelten Wahrscheinlichkeiten wieder als lognormalverteilt angenommen. Anschließend werden die Zweigwahrscheinlichkeiten als Produkte der Einzelwahrscheinlichkeiten errechnet.

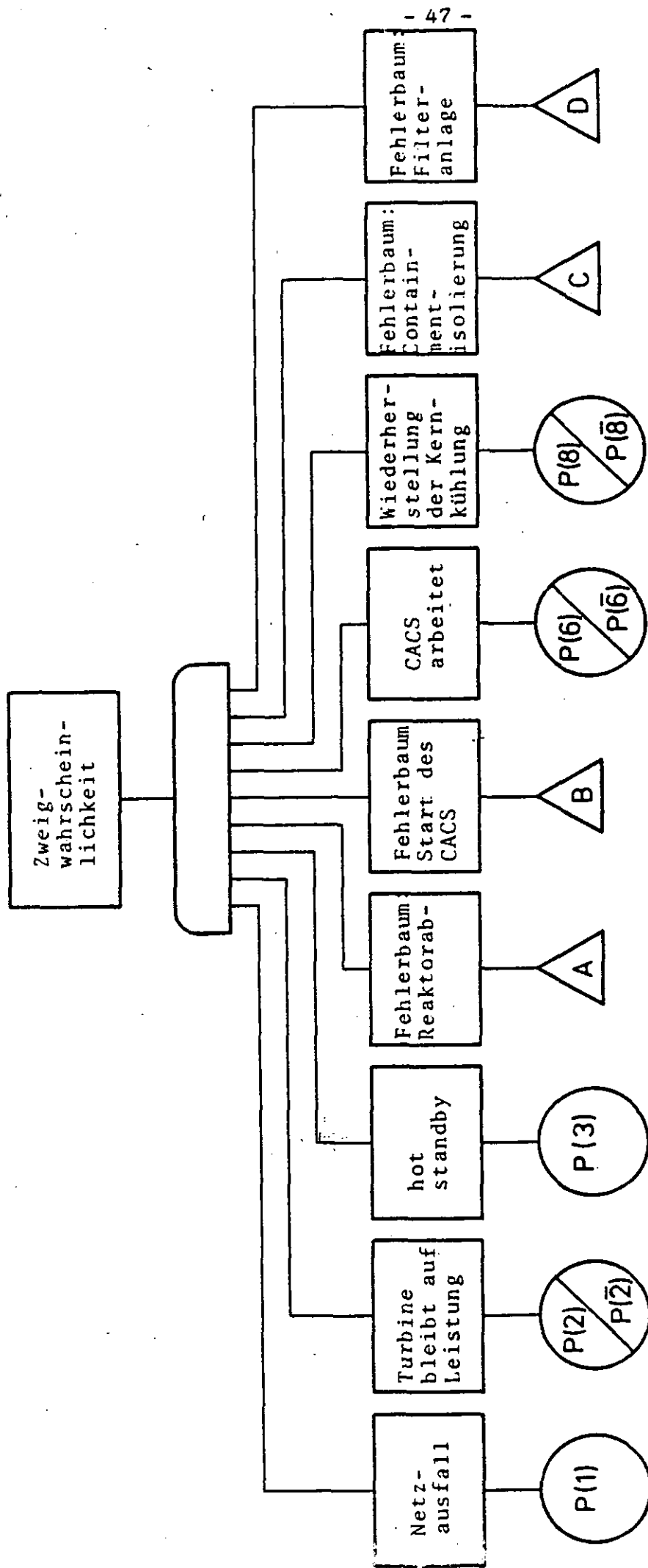
Die Unsicherheitsfaktoren errechnen sich aus den Angaben für die Einzelergebnisse aus der im Band 2 ermittelten Gleichung (4-233, Band 2). Für die Berechnung der Zweigwahrscheinlichkeiten im Ereignisbaum wird vorausgesetzt, daß die Eintrittswahrscheinlichkeiten der Ereignisse lognormalverteilt sind.

Diese Vorgehensweise wird vom IKT dahingehend abgeändert, daß die Ereignisse nicht als unabhängig voneinander angesehen werden. Zu den Ereignissen, die durch einen Fehlerbaum dargestellt werden, wird die Ausfallwahrscheinlichkeit des Systems noch einmal gerechnet. Dieses geschieht mit dem Rechenprogramm VARDA /3/. Die Eingangsdaten für die Berechnung sind in den zu den Fehlerbäumen gehörigen Tabellen zu finden. Abweichungen in der Systemstruktur und von den Eingangsdaten gegenüber der AIPA-Studie sind weiter unten beschrieben. Bei den Rechenläufen des IKT zeigt sich dann, daß die Ergebnisse bezüglich der Mittelwerte gut übereinstimmen, jedoch die Unsicherheitsfaktoren von denen der AIPA-Studie abweichen und der untere und obere Fehlerfaktor nicht gleich ist. Daraus läßt sich folgern, daß die Ergebnisse nicht lognormalverteilt sind.

Die Fehlerfaktoren errechneten sich direkt aus dem 5% und dem 95% Quantil, wie folgt:

$$EF1 = \frac{Q_{50}}{Q_{05}} ; EF2 = \frac{Q_{95}}{Q_{50}} .$$

Entsprechend wird dann die Zweigwahrscheinlichkeit nicht als Produkt der Einzelergebnisse errechnet, vielmehr wird für jeden Zweig eine Rechnung mit allen zugehörigen Fehlerbäumen und Eingangsdaten geschlossen durchgeführt. Dabei wird berücksichtigt, daß die Ergebnisse der einzelnen



Die durch Kreise gekennzeichneten Eingänge werden bei der Rechnung als Einzelkomponenten behandelt, deren Wahrscheinlichkeitswerte dem Ereignisbaum (Abb. 3.1) zu entnehmen sind. Für die mit Dreiecken gekennzeichneten Eingänge liegen Fehlerbäume vor.

Bild 3.2: Gesamtfehlerbaum zur Berechnung der Ausfallwahrscheinlichkeit eines Zweiges

Fehlerbäume nicht lognormalverteilt sind, und daß die Teilsysteme voneinander abhängig sind.

Bild 3.2 zeigt den Fehlerbaum, der die Grundlage zur Berechnung der Zweigwahrscheinlichkeiten bildet. Dieser Fehlerbaum wird zur Berechnung eines Zweiges des Ereignisbaumes jeweils so variiert, daß nur die für diese Sequenz benötigten Komponenten berücksichtigt werden.

3.4.2 Eingangsdaten und Fehlerbäume

Die folgenden Ereignisse beziehen sich auf den in Bild 3.1 dargestellten Ereignisbaum.

Ereignis 1 (Netzausfall)

Die Wahrscheinlichkeit eines Netzausfalles wird der AIPA Datensammlung entnommen.

Ereignis 2 (Turbine erreicht Eigenbedarfsleistung).

Genau wie bei dem Eingangsereignis lassen sich auch hier allgemein verfügbare Daten einsetzen, die nicht auf dem Betrieb mit Hochtemperaturreaktoren basieren.

Zur Abschätzung der Eintrittswahrscheinlichkeit für dieses Ereignis werden Erfahrungen aus dem Betrieb englischer Reaktoren herangezogen. Die Daten werden unverändert übernommen.

Ereignis 3 (hot standby bleibt bestehen).

Im Ereignis 3 kann man nicht ohne weiteres von der Übertragbarkeit von Daten aus dem Betrieb mit Leichtwasserreaktoren ausgehen, da es sich hier um einen anderen Reaktortyp handelt. Es wird angenommen, daß sich unter gewissen Umständen eine Übertragbarkeit herstellen läßt. Deshalb werden auch zur Berechnung der Eintrittswahrscheinlichkeit dieses Ereignisses Daten aus dem Betrieb von Leichtwasserreaktoren herangezogen. Die Datensammlung, die dieser Berechnung zugrunde gelegt wird, ist in Tabelle A2 der AIPA-Studie zusammengestellt. Daß diese Annahme stark

fehlerbehaftet sein kann, wird durch einen hohen Fehlerfaktor berücksichtigt.

In dieser Zusammenstellung sind 81 Turbinenschnellschlüsse im Betrieb von 15 Reaktoren innerhalb eines Jahres aufgeführt.

Ereignis 4 (Reaktorschnellabschaltung)

Der verhältnismäßig umfangreiche Fehlerbaum der Reaktorschnellabschaltung geht in etwas veränderter Form in die Berechnung des IKT ein. Es fällt auf, daß der in der AIPA-Studie gezeichnete Fehlerbaum der Reaktorabschaltung nicht immer mit dem logischen Ausdruck für diesen Fehlerbaum übereinstimmt (Gl. A2 - 6). Diese Unstimmigkeiten werden aus dem Verständnis der technischen Abläufe beseitigt.

Dabei ergeben sich folgende Änderungen:

1. In Übereinstimmung mit dem logischen Ausdruck hat der Fehlerbaum des IKT (Abb. 3.3) nur zwei Eingangskomponenten für die Abschaltung des Reaktors durch das Reserveabschaltsystem.
Der Fehlerbaum in der AIPA-Studie hatte an dieser Stelle eine Komponente doppelt eingezeichnet.
2. Ebenfalls in Übereinstimmung mit dem logischen Ausdruck wird ein unabhängiges Versagen der elektrischen Kontakte vernachlässigt.
3. In der gleichen Weise wird ein UND-Gatter, das ein Versagen der Logikkreise beschreibt, in ein ODER-Gatter verändert. Dieses erscheint richtig, weil die Abschaltlogik nur dadurch ausfallen kann, daß entweder beide Logikkreise unabhängig voneinander gleichzeitig versagen, oder beide infolge eines common mode Fehlers. Im Fehlerbaum des IKT sind dieses die Komponenten 22, 23, 24.
4. Im Fehlerbaum des IKT werden die Eingangskomponenten 25, 26, 27 durch ein ODER-Gatter verknüpft. An dieser Stelle wird aber im Fehlerbaum der AIPA-Studie und auch im logischen Ausdruck ein UND-Gatter eingesetzt.

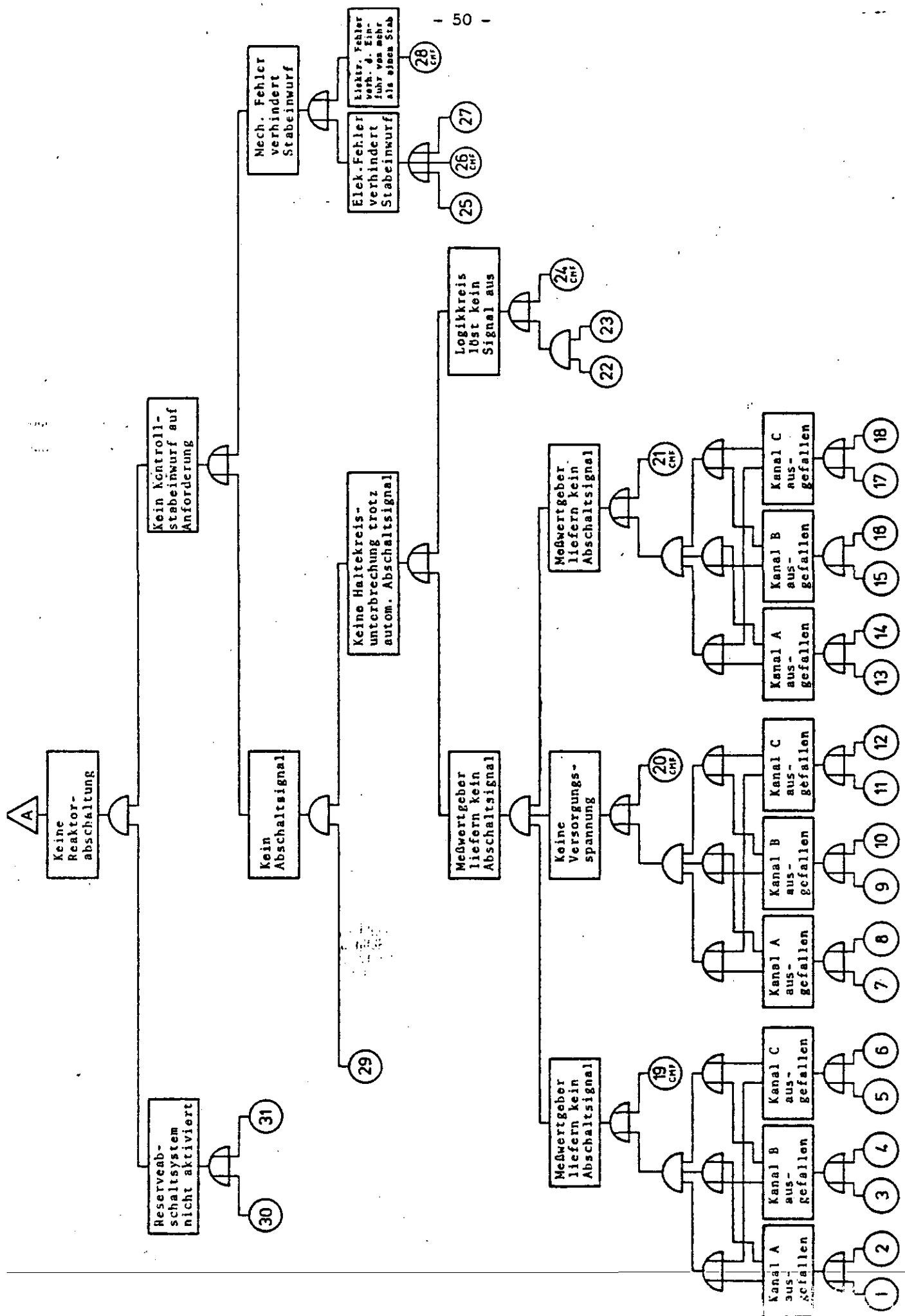


Bild 3.3: Fehlerbaum der Reaktorabschaltung

Komponenten des Fehlerbaumes "Keine Reaktorabschaltung"

Komp-Nr.	Komponente	Ausfallwahr- scheinlichkeit	Unsicherheits- faktor
1, 3, 5	Meßwertgeber (Kanal A, B, C) für die Flußmessung ausgefallen	$1 \cdot 10^{-5}$	3
2, 4, 6	Kippstufe (Kanal A, B, C) ausgefallen	$1 \cdot 10^{-6}$	3
7, 9, 11	Meßwertgeber (Kanal A, B, C) für Spannungsversorgung aus- gefallen	$4 \cdot 10^{-5}$	3
8, 10, 12	Kippstufe (Kanal A, B, C) aus- gefallen	$9 \cdot 10^{-4}$	3
13, 15, 17	Meßwertgeber (Kanal A, B, C) für Kühlmitteldruck ausgefallen	$1 \cdot 10^{-5}$	3
14, 16, 18	Kippstufe (Kanal A, B, C) aus- gefallen	$7 \cdot 10^{-7}$	3
19	CMF der Meßkanäle (Flußmessung)	$5 \cdot 10^{-7}$	3
20	CMF der Meßkanäle (Spannungs- messung)	$1 \cdot 10^{-4}$	3
21	CMF der Meßkanäle (Kühlmittel- druckmessung)	$7 \cdot 10^{-7}$	3
22	Koinzidenzausfall Logikkreis A	$5 \cdot 10^{-6}$	3
23	Koinzidenzausfall Logikkreis B	$5 \cdot 10^{-6}$	3
24	CMF der Logikkreise	$5 \cdot 10^{-7}$	3
25	Kein einzelner Stabeinwurf trotz Operateurbefehl	$4 \cdot 10^{-6}$	10
26	Alle Kontakte durch CMF ge- schmolzen	$4 \cdot 10^{-6}$	10
27	Keine Unterbrechung der Spannungs- versorgung trotz Operateurbefehls	$4 \cdot 10^{-6}$	10

28	CMF des Stabantriebes	$1 \cdot 10^{-6}$	10
29	Keine Handabschaltung	$1 \cdot 10^{-3}$	10
30	Operateur schaltet das Reserveabschaltsystem nicht an	$1,1 \cdot 10^{-3}$	10
31	Mechanischer Fehler des Reserveabschaltsystems	$1 \cdot 10^{-5}$	10

Der Fehlerbaum, der der Berechnung des IKT zugrunde gelegt ist, ist in Abb. 3.3 gezeichnet.

Ereignis 5 (Start des Hilfskühlsystems)

Der Fehlerbaum für den Start des Hilfskühlsystems wird unverändert in die Berechnung des IKT übernommen. Der Fehlerbaum selbst und die benutzten Eingangsdaten sind in Abb. 3.4 bzw. der zugehörigen Tabelle aufgeführt. Unser Ergebnis für diesen Fehlerbaum stimmt nicht mit dem Wert überein, der auf Seite A2 - 16 des Anhangs von AIPA als Ergebnis angegeben ist.

Da das Ergebnis der Fehlerbaumrechnung des IKT im Mittelwert mit dem Ergebnis des logischen Ausdruckes übereinstimmt, scheint der angegebene Wert nicht richtig zu sein. Mit Hilfe dieses falschen Wertes wird dann in der AIPA-Studie der Fehlerfaktor bestimmt. Bemerkenswerterweise steht im Ereignisbaum der AIPA-Studie der richtige Mittelwert, allerdings mit einem falschen Fehlerfaktor, der von der Berechnung des IKT erheblich abweicht.

Ereignis 6 (Hilfskühlsystem arbeitet)

Die Wahrscheinlichkeit des Ereignisses 6 (CACS arbeitet, bis die Kühlkreisläufe wieder in Betrieb gehen können) wird in der AIPA-Studie analytisch bestimmt.

Das Hilfskühlsystem muß solange arbeiten, bis mit Wiederinstandsetzung der externen Spannung der Betrieb der Hauptkühlkreisläufe wieder aufgenommen werden kann. Da deshalb die Ausfallwahrscheinlichkeit des Hilfskühlsystems zeitlich abhängt vom Eintreten des Ereignisses 7 (Wiederaufnahme der Kernkühlung durch die Hauptkühlkreisläufe) ist in der AIPA-Studie der Einfachheit halber eine zeitliche Diskretisierung vorgenommen worden. Die Ergebnisse dieser Berechnungen werden in die Rechnungen des IKT übernommen, um die Vergleichbarkeit des Ereignisbaumes herzu-

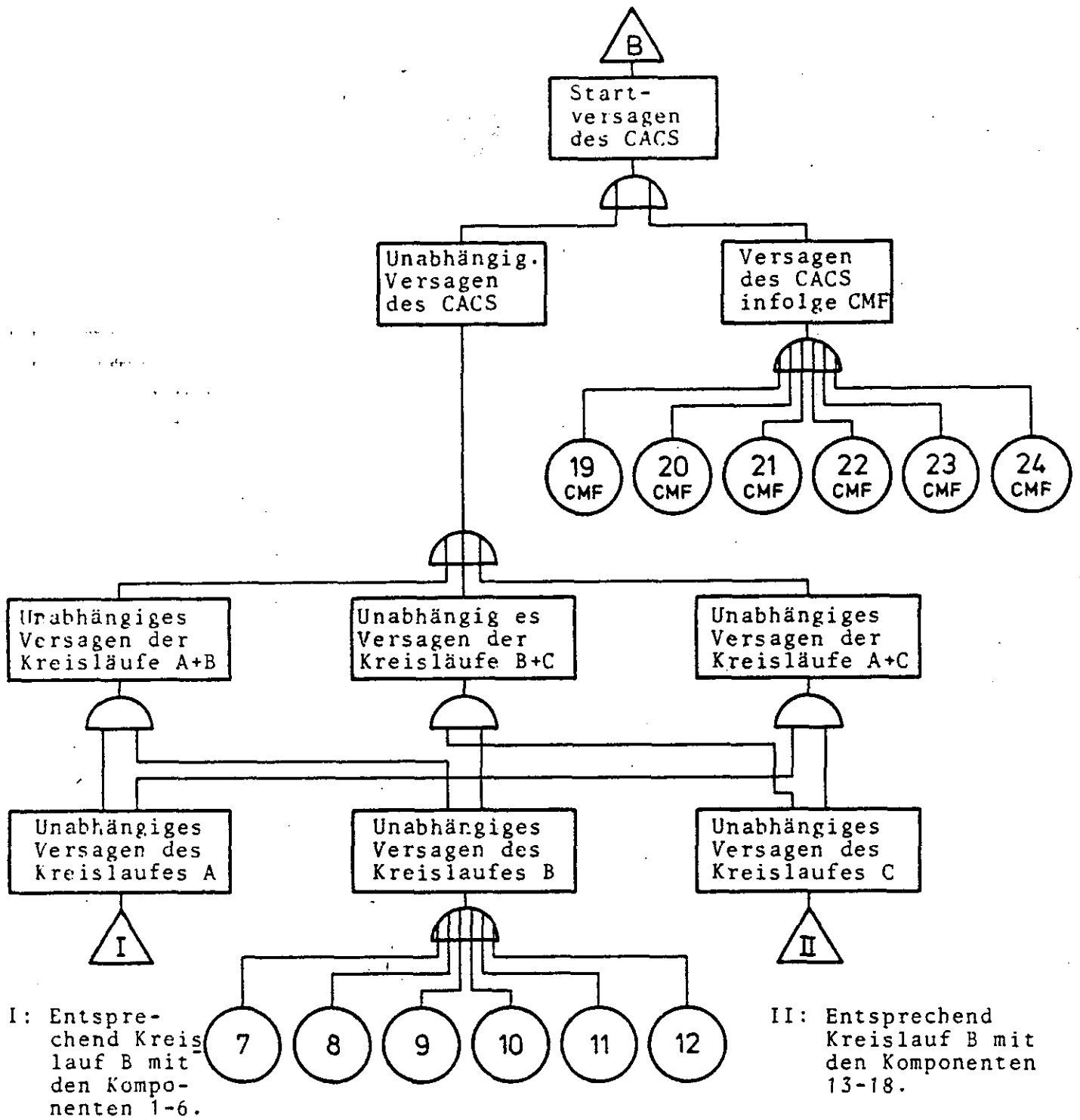


Bild 3.4: Fehlerbaum des Starts des Hilfskühlsystems

Start des CACS

Komp. Nr.	Komponente	Ausfallwahr- scheinlichkeit	Unsicher- heitsfaktor
1, 7, 13	Dieselgenerator	$2 \cdot 10^{-3}$	10
2, 8, 14	Schließventile	$3 \cdot 10^{-4}$	13
3, 9, 15	Kühlmotor und Kontrolle	$3 \cdot 10^{-4}$	10
4, 10, 16	Wasserpumpe	$1 \cdot 10^{-4}$	3
5, 11, 17	Motor der Wasserpumpe	$1 \cdot 10^{-4}$	3
6, 12, 18	Luftkühlung	$1 \cdot 10^{-4}$	3
19	CMF des Dieselgenerator	$1,5 \cdot 10^{-4}$	3
20	CMF der Schließventile	$2,1 \cdot 10^{-5}$	5
21	CMF des Kühlmotors und der Kontrolle	$1,2 \cdot 10^{-5}$	3
22	CMF der Wasserpumpe	$4 \cdot 10^{-6}$	3
23	CMF des Motors der Wasserpumpe	$4 \cdot 10^{-6}$	3
24	CMF der Luftkühlung	$4 \cdot 10^{-6}$	3

stellen. Auf diese Weise wird in der AIPA-Studie eine geschlossene Lösung umgangen.

Die mindestens notwendige Kühlzeit von 5000 Std. wird in die Zeitintervalle 0 - 10 Std., 10 - 100 Std., 100 - 5000 Std. aufgeteilt. Warum die Zeitdiskretisierung so gewählt wurde, wird in der AIPA-Studie nicht weiter begründet.

Das erste Intervall bietet sich allerdings deshalb an, weil nur in den ersten 10 Std. eine Kühlung des Kernes durch 2 der drei Hilfskreisläufe notwendig ist. Nach Ablauf dieser Zeit reicht einer der drei Kühlkreisläufe zur Abfuhr der Nachwärme.

Ereignis 8 (Wiederherstellung der Kernkühlung)

Die Betrachtung des Ereignisses 7 erfolgt für die in Ereignis 6 eingeführten Zeitintervalle. Um die Wahrscheinlichkeit des Ereignisses 7 innerhalb dieser Intervalle abzuschätzen, wird eine e-Funktion als Verteilungsfunktion zugrundegelegt. Es wird angenommen, daß sich sowohl die Wahrscheinlichkeit der Wiederinbetriebnahme der Hilfskühlkreisläufe nach deren Ausfall als auch die Wahrscheinlichkeit der Wiederkehr der Netzspannung so beschreiben lassen. Dabei wird mit einer mittleren Reparaturzeit von 52 Std. für die Hauptkühlkreisläufe gerechnet. Diese Zeit ergibt sich aus derselben Datensammlung, die zur Abschätzung eines Turbinenschnellschlusses angelegt wird. In dieser Datensammlung werden 81 Turbinenschnellschlüsse und die darauf folgenden Zeiten bis zur Wiederinbetriebnahme des Reaktors aufgeschlüsselt. Dabei zeigt sich, daß die Zahl der eintretenden Ereignisse zwischen 1 und max. 12 pro Jahr und Anlage schwankt. Sehr viel stärker weicht die Dauer der Betriebsunterbrechung voneinander ab (min. 6 Std. max. 822 Stud.). Aus diesen Zahlen wird dann der Durchschnitt berechnet und als mittlere Reparaturzeit angenommen. Es zeigt sich, daß mehr als ein Viertel der Reaktoren diese Durchschnittszeit erheblich (mehr als 20 %) überschreiten. Die in der Tabelle A2 - 6 zusammengestellten Ergebnisse weichen von den in den Ereignisbaum eingetragenen Werten ab.

Eine IKT-Überprüfung bestätigte die im Ereignisbaum enthaltenen Werte, so daß sie für die weitere Rechnung übernommen wurden.

Ereignis 9 (Isolierung des Containments)

Der Fehlerbaum für diese Ereignis wird unverändert in die Berechnung des IKT übernommen (Abb. 3.5).

Ereignis 10 (Filteranlage)

Das letzte Ereignis, das innerhalb der AIPA-Studie betrachtet wurde, war die Betriebsbereitschaft der Filteranlage.

Im Ereignisbaum wurde ein Versagen der Filteranlage nur dann in die Risikobetrachtung einbezogen, wenn die Isolierung des Containments erfolgreich war. Anderenfalls ist die Leckrate an den Durchführungen des Containments so hoch, daß die Rückhalterate der Filteranlage bedeutungslos wird.

Der Fehlerbaum für die Filteranlage wurde auch in die Berechnung des IKT übernommen. In Abb. 3.6 ist der Fehlerbaum dargestellt.

3.5 Abschätzung des Einflusses der β -Faktoren

In der AIPA-Studie wird ein anderer Weg gegangen, um ein Versagen des Systems infolge eines common mode zu erfassen. Im Gegensatz zu WASH 140 wird hier eine wesentlich vereinfachte Betrachtung dieser Fehlerquelle vorgenommen. Die Verfasser der AIPA-Studie setzen die Ausfallrate infolge common mode in Beziehung zur Gesamtausfallrate. Dieser Bruchteil wird als β -Faktor bezeichnet und beschreibt den Anteil der common mode failures an der Gesamtversagensrate.

Daneben wird in ähnlicher Weise ein γ -Faktor definiert, der die Wahrscheinlichkeit beschreibt, daß das unabhängige Versagen einer Komponente weitere Ausfälle nach sich zieht.

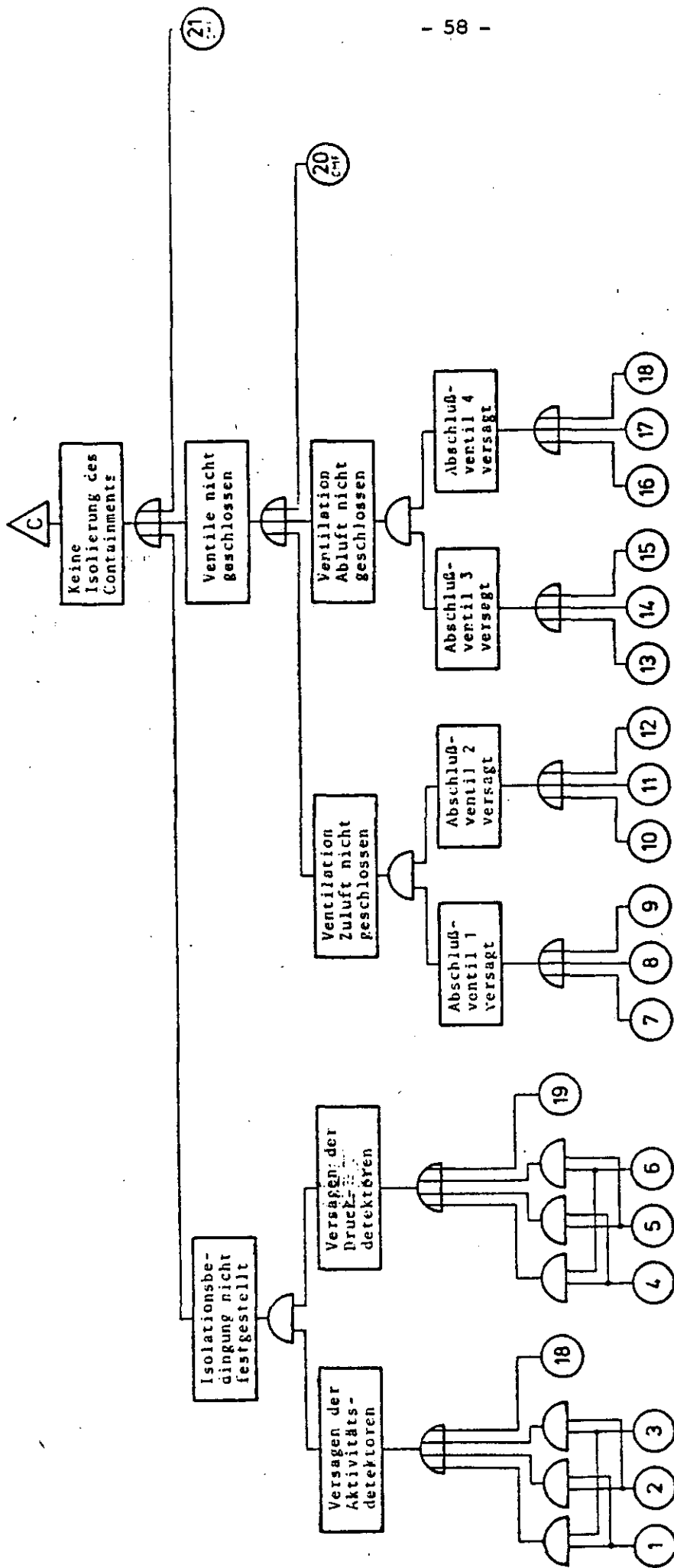


Bild 3.5: Fehlerbaum der Containment Isolierung

Containmentisolierung

Komp- Nr.	Komponente	Ausfallwahr- scheinlichkeit	Unsicher- heitsfaktor
1, 2, 3	Strahlungsanzeige	$1,5 \cdot 10^{-2}$	3
4, 5, 6	Druckanzeige	$1,2 \cdot 10^{-2}$	3
7, 10, 13, 15	Isolationsventile	$1 \cdot 10^{-4}$	3
8, 11, 14, 16	Solenoidauslöser	$3 \cdot 10^{-4}$	3
9, 12	Ausgang des Auslösekanals	$4 \cdot 10^{-5}$	10
18	CMF der Strahlungsanzeige	$1,5 \cdot 10^{-3}$	10
19	CMF der Druckanzeige	$1,2 \cdot 10^{-3}$	10
20	CMF der Spannungs- versorgung	$4 \cdot 10^{-6}$	10
21	CMF der Ventile, des Solenoids und des Auslösekanals	$4 \cdot 10^{-5}$	10

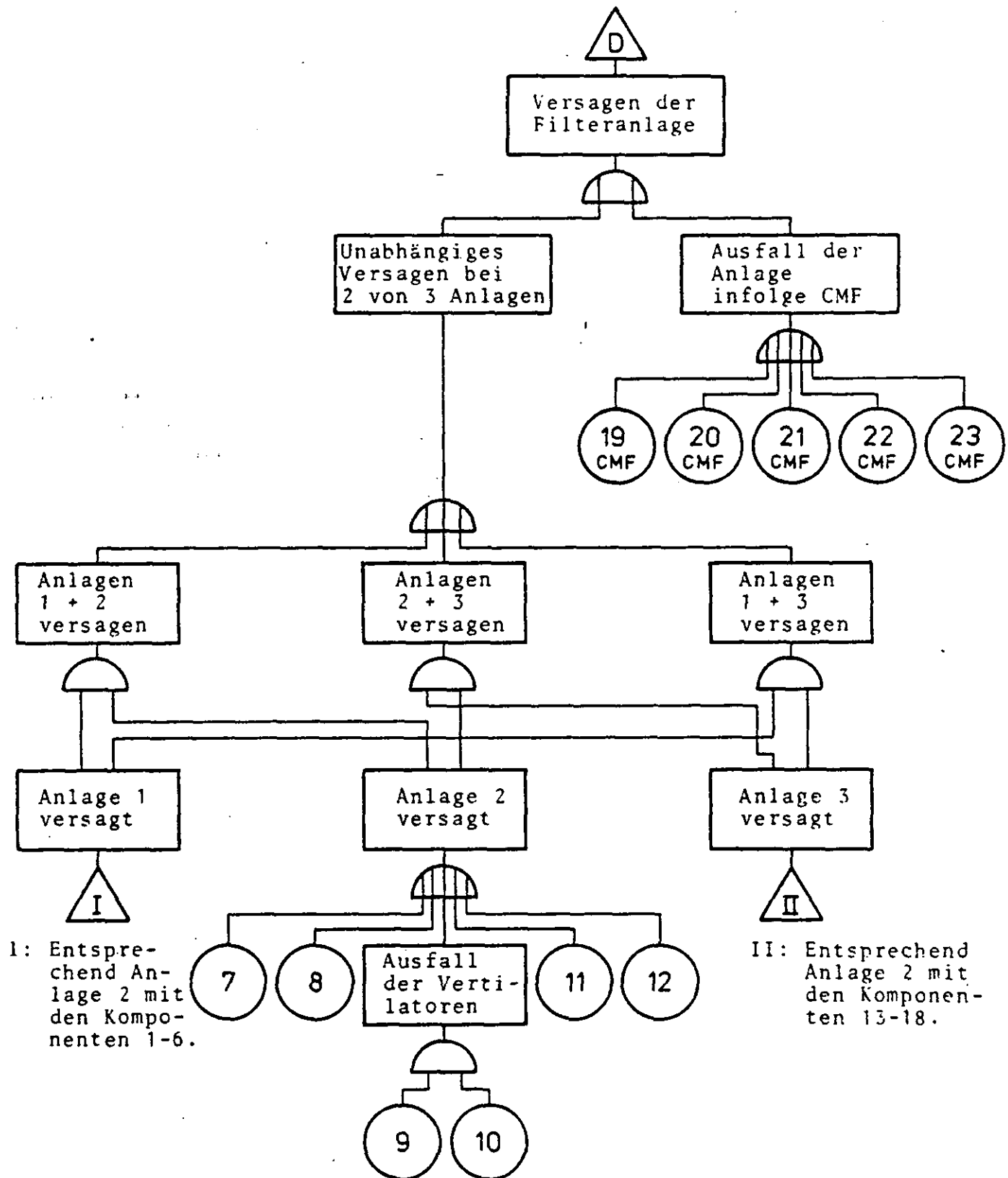


Bild 3.6: Fehlerbaum der Filteranlage

Filteranlage

Komp-Nr.	Komponente	Ausfallwahr- scheinlichkeit	Unsicher- heitsfaktor
1, 7, 13	Druckanzeigergeräte	$2 \cdot 10^{-3}$	3
2, 8, 14	Temperaturanzeigergeräte	$2 \cdot 10^{-3}$	3
3, 9, 15	Ventilatoren	$5 \cdot 10^{-3}$	3
4, 10, 16			
5, 11, 17	Spannungsversorgung	$1 \cdot 10^{-3}$	3
6, 12, 18	Filter	$2 \cdot 10^{-4}$	3
19	CMF der Druckanzeigergeräte	$1 \cdot 10^{-4}$	10
20	CMF der Temperaturanzeigergeräte	$5 \cdot 10^{-4}$	10
21	CMF der Ventilatoren	$2 \cdot 10^{-4}$	10
22	CMF der Spannungsversorgung	$1 \cdot 10^{-4}$	10
23	CMF des Filter	$2 \cdot 10^{-5}$	10

Dieser Faktor wird aber in der weiteren Betrachtung vernachlässigt, da er klein ist gegenüber einem Versagen infolge eines common mode.

Der β -Faktor wird aus einer Datensammlung bestimmt, die für einige wichtige technische Komponenten deren Ausfälle infolge eines common cause und infolge eines Folgefehlers aufzählt.

Unter der Annahme, daß diese Ausfälle als binomialverteilt angesehen werden können, werden die Mediane der β -Faktoren und die 95% Vertrauensgrenzen bestimmt.

Die Verfasser der AIPA-Studie sehen die Datensammlung als groß genug an, um eine hinreichende Genauigkeit des β -Faktors zu gewährleisten.

In den meisten Fällen, zumal bei den einfachen Fehlerbäumen, gehen die mit den β -Faktoren multiplizierten Ausfallwahrscheinlichkeiten sehr direkt in die gesamte Eintrittswahrscheinlichkeit ein. Damit reagieren die Fehlerbäume proportional auf eine Variation dieser Faktoren.

So erscheint es sinnvoll, eine Veränderung dieser Daten für die Zweige vorzunehmen, die die höchste Eintrittswahrscheinlichkeit haben. Im Falle des Ereignisbaumes mit dem Eingangsereignis "Netzausfall" ist das der Zweig BD. Dieser Störablauf sieht so aus, daß nach Eintreten des Netzausfalles der Reaktor nicht auf Eigenbedarf abgefangen werden kann, und auch der Start des Hilfskühlsystems nicht gelingt. Weiterhin wird angenommen, daß die Kernkühlung auch innerhalb der verfügbaren Zeit durch die Hauptkühlkreisläufe nicht wieder aufgenommen werden kann. Bei diesem Störfallablauf wird die Wahrscheinlichkeit, daß der Start des Hilfskühlsystems nicht gelingt, sehr stark durch die β -Faktoren der zum Start notwendigen Komponenten beeinflusst. Dieses wird aus dem Fehlerbaum für das Ereignis 5 (Abb. 3.4) deutlich. So liegt das unabhängige Versagen der 2 von 3 notwendigen Kühlkreisläufen um eine 10er Potenz unter dem Versagen infolge eines common cause. Man kann deshalb das unabhängige Versagen des Systems in der überschlägigen Betrachtung vernachlässigen. Eine Veränderung der β -Faktoren geht deshalb als proportionale Veränderung

Eine Veränderung der β -Faktoren geht deshalb als proportionale Veränderung in die Gesamtwahrscheinlichkeit direkt ein.

Diese Abhängigkeit der Zweigausfallwahrscheinlichkeit von den β -Faktoren zeigt, welche Bedeutung der Bestimmung dieser Faktoren zukommt.

4. Erdbebenuntersuchung

4.1 Zusammenfassung und Ergebnisse

Beim Auftreten von Erdbeben wird als das wichtigste Ereignis das Startversagen des Notkühlsystems betrachtet. Deshalb sollten gerade hier optimistische Annahmen vermieden werden. Die beiden in der AIPA-Studie genannten Werte für das Startversagen des Notkühlsystems infolge von Erdbeben liegen um mehrere Zehnerpotenzen auseinander, so daß die Benutzung eines "Mittelwertes" äußerst fragwürdig erscheint. Hier erscheinen eingehende weitere Untersuchungen unbedingt notwendig. Auch bei anderen Ereignissen sollte eine realistischere Einschätzung des Einflusses von Erdbeben angestrebt werden. In einigen Fällen, wo in der AIPA-Studie kein Einfluß von Erdbeben berücksichtigt wurde, wie z.B. bei den Isolierungsventilen beim Containment, ist eine Berücksichtigung eines erdbebenbedingten Versagens zu empfehlen. Nimmt man diese vorgeschlagenen Änderungen vor, so sollte man berücksichtigen, daß dann die größten Auswirkungen von Erdbeben bei anderen Erdbebenmagnituden auftreten können.

Durch die Fehlerfaktoren werden Bandbreiten der Ausfallwahrscheinlichkeit beschrieben, die in einigen Störfällen bei Auftreten von Erdbeben sonderbarerweise in der AIPA-Studie sich als kleiner ergeben als dann, wenn keine Erdbeben auftreten.

Die Eintrittswahrscheinlichkeiten für Erdbeben sind in der AIPA-Studie wesentlich kleiner als von anderen Autoren ermittelt worden ist. Sollte sich die höhere Eintrittswahrscheinlichkeit für Erdbeben bestätigen und sollten sich auch höhere Werte für die Versagenswahrscheinlichkeit des Notkühlsystems ergeben, so dürften Erdbeben für den HTR 1160 zu den gefährlichsten Ereignissen gehören.

Die Ergebnisse der Fehlerbaumrechnungen sind in der folgenden Tabelle dokumentiert. Die Gesamtergebnisse sind in Form von Ereignisbäumen in den Abbildungen 4-1 - 4-5 dargestellt. Es ergeben sich für den Median nur geringfügige Abweichungen, für die Fehlerfaktoren dagegen größere.

Tabelle 4.1 Eintrittswahrscheinlichkeiten und Fehlerfaktoren für die in den Ereignisbäumen "EQ" eingehenden Ereignisse bei verschiedenen Magnituden

Ereignis		IKT			AIPA	
		P ₅₀	EF1	EF2	P ₅₀	EF
2	$\alpha = 1,1$	$3,4 \cdot 10^{-8}$	7	11	$1,4 \cdot 10^{-8}$	12
3		$3,1 \cdot 10^{-4}$	2	3	$2,3 \cdot 10^{-4}$	17
6		$1,4 \cdot 10^{-4}$	6	15	$1 \cdot 10^{-4}$	6
7		$1,6 \cdot 10^{-3}$	3	5	$2 \cdot 10^{-3}$	4
2	$\alpha = 1,3$	$1,9 \cdot 10^{-7}$	4	4	$1,5 \cdot 10^{-7}$	5
3		$1,2 \cdot 10^{-3}$	5	13	$1,0 \cdot 10^{-3}$	14
6		0,019	8	12	0,02	11
7		$1,6 \cdot 10^{-3}$	3	5	$2,0 \cdot 10^{-3}$	4
2	$\alpha = 1,5$	wird übernommen			$2,3 \cdot 10^{-6}$	3
3		$6,2 \cdot 10^{-3}$	17	46	$6,3 \cdot 10^{-3}$	62
6		wird übernommen			0,37	2
7		$1,6 \cdot 10^{-3}$	3	5	$2,0 \cdot 10^{-3}$	4
2	$\alpha = 1,7$	wird übernommen			$2 \cdot 10^{-5}$	3
3		wird übernommen			$1,4 \cdot 10^{-2}$	63
6		wird übernommen			0,89	-
7		$1,6 \cdot 10^{-3}$	3	5	$2 \cdot 10^{-3}$	4
2	$\alpha = 1,9$	wird übernommen			$1,1 \cdot 10^{-4}$	2
3		wird übernommen			$2,1 \cdot 10^{-2}$	48
6		wird übernommen			0,995	-
7		$1,6 \cdot 10^{-3}$	3	5	$2,0 \cdot 10^{-3}$	4

4.2 Einleitung

Dieser Teil der Untersuchung befaßt sich mit den Auswirkungen die durch ein Erdbeben beim MTR 1160 eintreten können. Zum einfacheren Vergleich mit der AIPA-Studie werden die gleichen

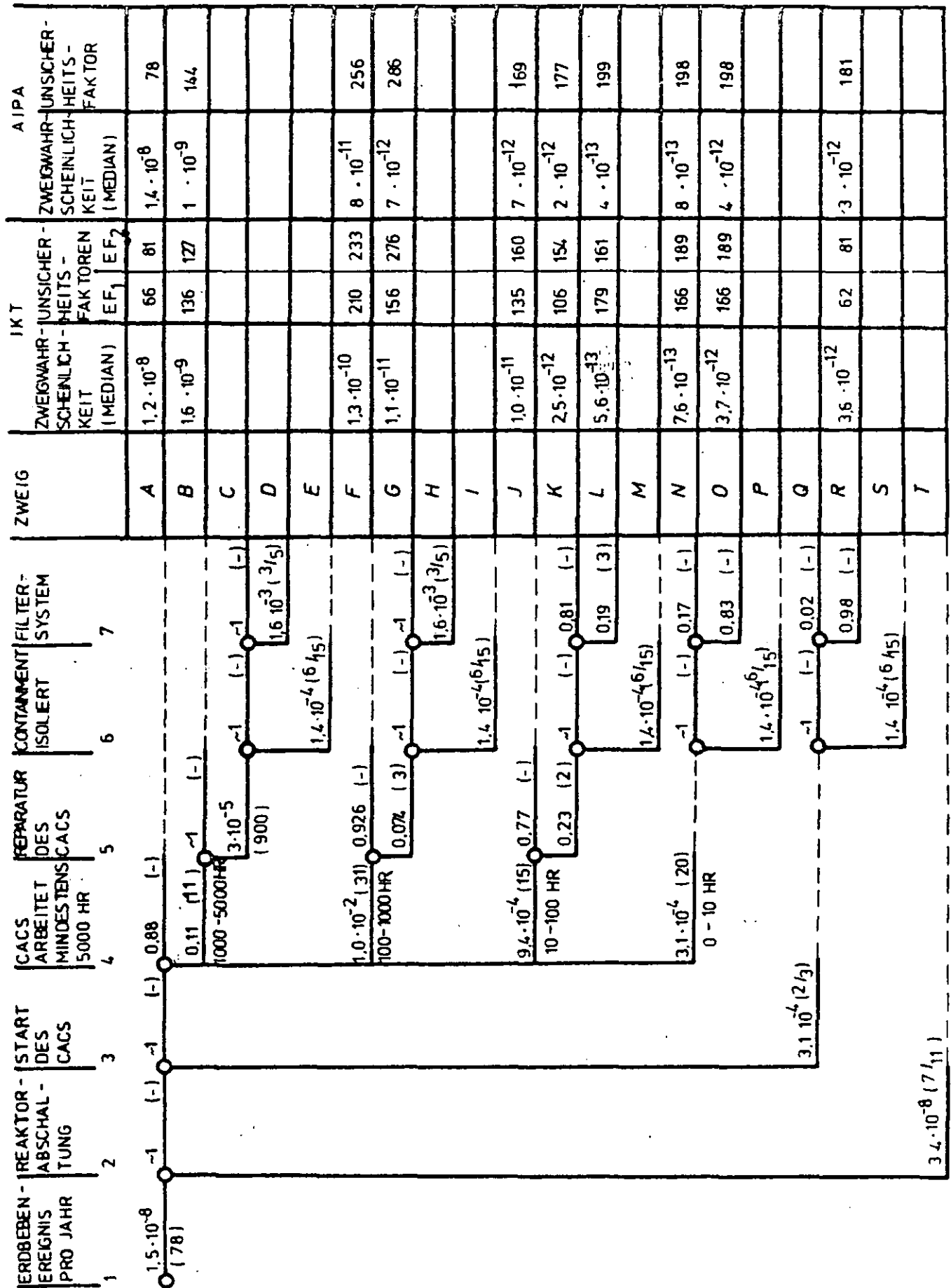


Bild 4.1 Erdbebenereignishaum für das Intervall $1.0 \leq t < 1.2$

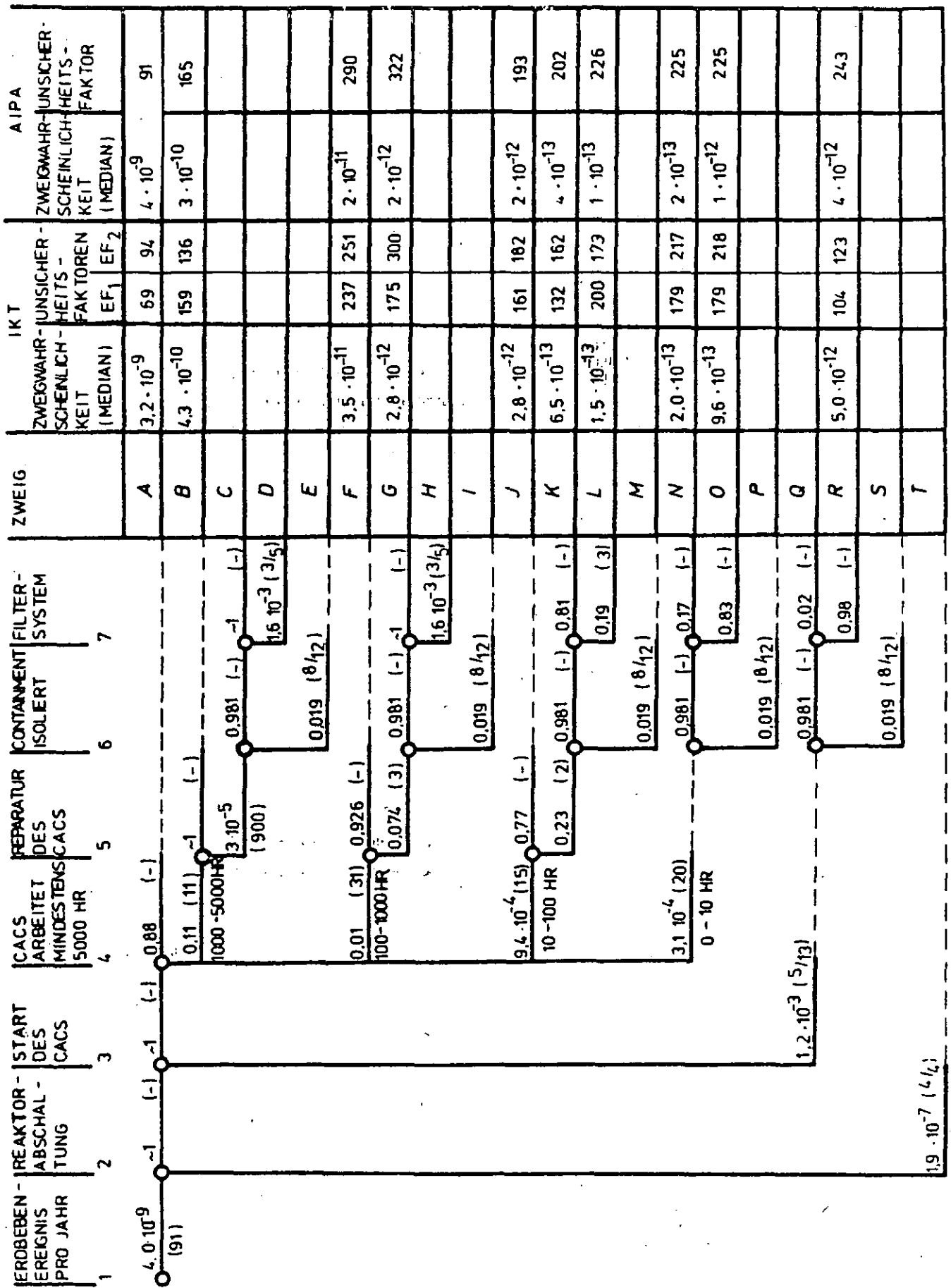


Bild 4 - Erdbebenereignisraum für das Intervall $1,2 \leq d < 1,4$

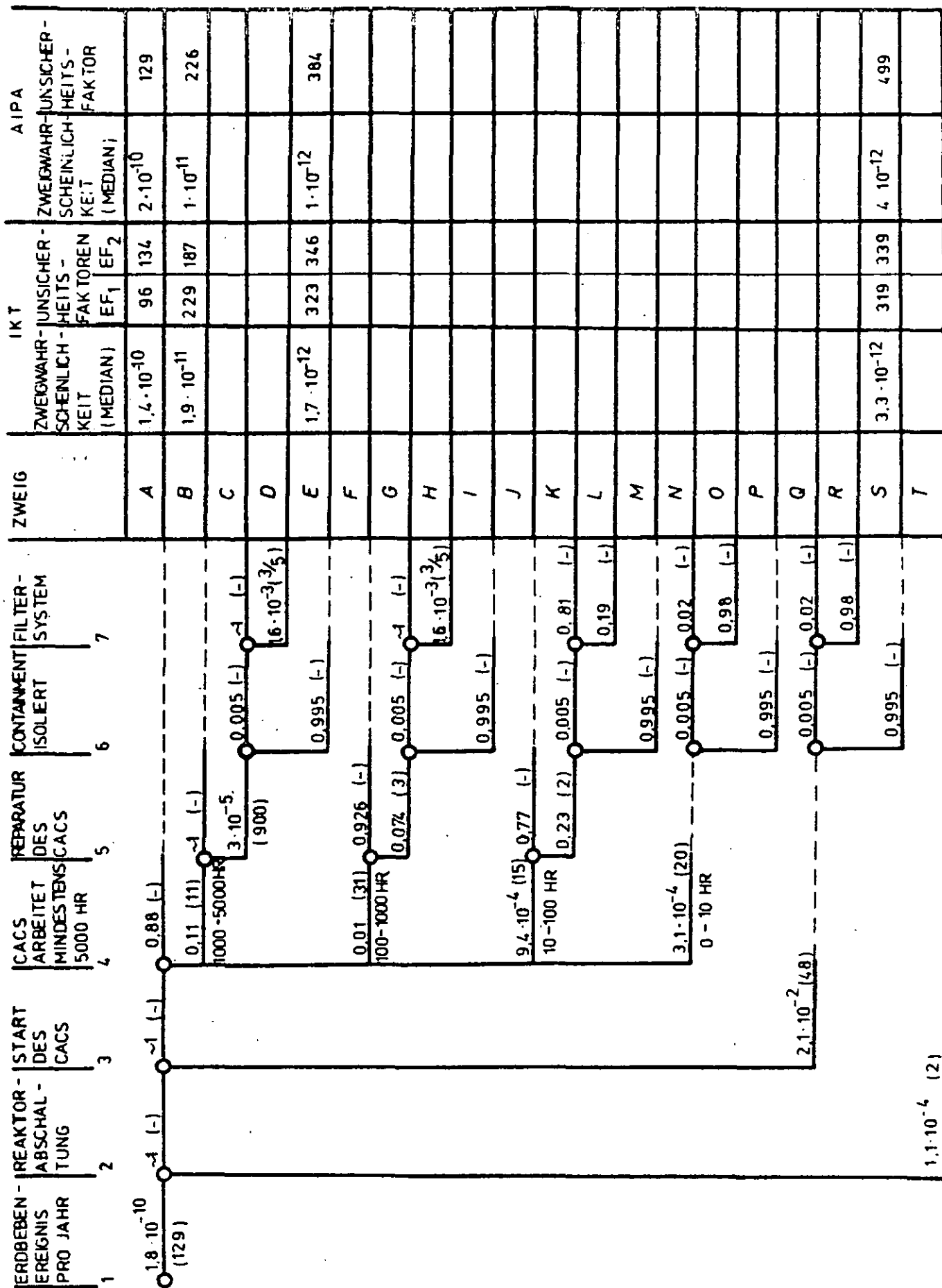


Bild 4.5 Erdbebenereignisbaum für das Intervall $1,8 \leq \alpha < 2,0$

Symbole und Bezeichnungen gewählt, auch wenn dies nicht überall sinnvoll erscheint. Um einen klaren Überblick zu erhalten, werden die benutzten Fehlerbäume, die identisch mit denen aus der LOSP-Analyse sind, bei der Beschreibung der Ereignisse noch einmal aufgeführt. Eine Untersuchung erfolgt nur für Erdbeben die größer als das Sicherheitserdbeben (SSE) sind. Dies bedeutet aber nicht, daß nicht auch bei Erdbeben mit geringeren Magnituden Schäden auftreten können.

Zu den einzelnen Ereignissen erfolgt jeweils eine Kurzbeschreibung der Abläufe und der wichtigsten Erdbebeneinflüsse. Eine ausführliche Beschreibung findet der Leser in der AIPA-Studie (Band IV Anhang 3). Änderungen in den Fehlerbäumen werden entsprechend der Netzausfallanalyse (Abschnitt 3 dieser Untersuchung) übernommen.

4.3 Kurze Störfallablaufbeschreibung

Der Störfallablauf, ausgelöst durch ein Erdbeben, ist dem des Netzausfalls (LOSP) ähnlich. Es wird angenommen, daß durch ein Erdbeben das Netz für längere Zeit ausfällt und eine Turbinenabschaltung erforderlich ist. Die Eintrittswahrscheinlichkeit von Erdbeben sowie die Versagenswahrscheinlichkeit der Systeme und Anlagenteile hängen von der Magnitude des auftretenden Erdbebens ab. Jedoch weisen beide Wahrscheinlichkeiten eine gegenläufige Tendenz auf. So nimmt die Erdbebenwahrscheinlichkeit mit zunehmender Magnitude ab, während ein Versagen von Systemen eher eintritt. Deshalb ist in der AIPA-Studie die Annahme getroffen worden, die durch die Ergebnisse bestätigt wird, daß bei einem bestimmten Verhältnis (α) der Magnituden (betrachtete Magnitude/Magnitude des SSE) sich die größten Auswirkungen ergeben.

Es stellt sich entsprechend den Ereignisbäumen (Abb. 4.1-4.5 folgender Störfallablauf dar:

Durch das Auftreten eines Erdbebens fällt das Netz aus, wesha die Turbine und der Reaktor abgeschaltet werden müssen. Die Hauptkühlkreisläufe sind für das SSE nicht ausgelegt. Eine Kühlung des Kernes kann jetzt nur noch durch das Hilfskühl-system (CACS) erfolgen, das für SSE-Verhältnisse ausgelegt is

Wegen der durch das Erdbeben auftretenden Verwirrung beim Personal und wegen der Schäden an Anlagen, wird eine Reparatur innerhalb der ersten zehn Stunden nach Auftreten eines Erdbebens als nicht durchführbar angesehen. Dagegen können Ausfälle die innerhalb des Kühlzeitraums von 10 - 5000 h auftreten repariert werden und bleiben somit, falls die Reparaturdauer bestimmte, vom Zeitpunkt des Ausfalls abhängende Grenzwerte nicht überschreitet, ohne schädliche Wirkung für das Gesamtsystem.

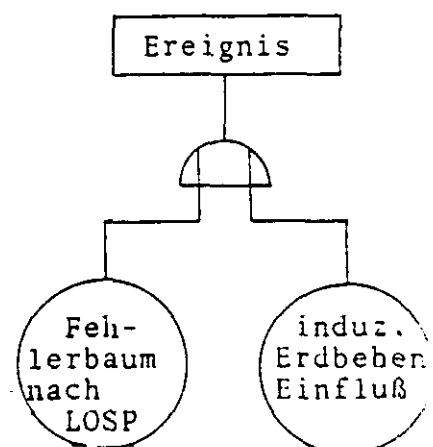
Erfolgt wegen eines Kühlausfalls eine Leckage, so soll das Containmentabschlußsystem eine Radioaktivitätsfreisetzung an die Umgebung verhindern. Nur wenn dieses Systemteil noch unbeschädigt ist, tritt die Filteranlage in Funktion und beseitigt radioaktive Nuklide aus der Containmentatmosphäre. Da die elektrische Versorgung des Filtersystems nur über das Netz erfolgen kann, wird es im Erdbebenfall erst nach Wiederherstellung der Netzversorgung betrieben werden können.

4.4. Gegenüberstellung der Vorgehensweise AIPA-IKT

4.4.1 Methodische Änderungen

4.4.1.1 Vorgehen AIPA

Bei Erdbeben der untersuchten Stärke wird in der AIPA-Studie immer Netzausfall angenommen. Deshalb ergibt sich im Prinzip die gleiche Sequenzfolge wie in der Netzausfallanalyse. Nur ist das Abfangen auf Eigenbedarf nicht möglich, da nicht alle hierbei benötigten Anlagenteile für ein Sicherheitserdbeben (SSE) ausgelegt werden. Ausgehend von der LOSP-Analyse werden zusätzliche Erdbebeneinflüsse betrachtet, und soweit ein Fehlerbaum für ein Ereignis vorhanden ist, wird der Fehlerbau entsprechend nebenstehender Abbildung erweitert. Dabei soll der induzierte Erdbebeneinfluß die erhöhte Ausfallwahrscheinlichkeit bei einem Erdbeben bewirken. Die Zweigwahrscheinlichkeiten werden durch Multiplikation



der Ereigniswahrscheinlichkeiten berechnet. Daß die Ergebnisse der Fehlerbaumrechnungen im allgemeinen nicht logarithmisch-normalverteilt sind, wird nicht berücksichtigt.

4.4.1.2 Vorgehen IKT

Zur Berechnung der Wahrscheinlichkeitswerte und der entsprechenden Vertrauensbereiche der Ereignisbaumzweige wird das Rechenprogramm VARDA /3/ eingesetzt. Dadurch wird jede Zweigwahrscheinlichkeit durch einen integralen Fehlerbaum in einem geschlossenen Rechengang ermittelt. Auf diese Weise wird berücksichtigt, daß die Ergebnisse der Fehlerbaumrechnungen der einzelnen Ereignisse im allgemeinen nicht log-normalverteilt sind.

Für die Ereignisse, für die kein Fehlerbaum existiert, bzw. für die der induzierte Erdbebenfaktor überwiegt, also der Einfluß der Fehlerbäume vernachlässigbar klein ist, gehen die Daten direkt in die Berechnung ein. Die Abbildung 4.6 zeigt den Gesamtfehlerbaum. Die in die Fehlerbäumen eingehenden Wahrscheinlichkeiten und Unsicherheiten sind in der Tabelle 4.2 zusammengefaßt. Dabei wird berücksichtigt, daß diese Werte von der Erdbebenmagnitude bzw. von der Betriebszeit abhängen. (In gleicher Weise wie in der AIPA-Studie.)

Die Fehlerfaktoren werden als Quotienten

$$EF_1 = \frac{Q_{50}}{Q_{05}} \quad \text{bzw.} \quad EF_2 = \frac{Q_{95}}{Q_{50}}$$

berechnet, wobei Q_{50} den Median und (Q_{05}, Q_{95}) das 90 % Konfidenzintervall bedeuten.

4.4.2 Änderungen bei Eingangsdaten und Fehlerbäumen

Die Änderungen der Ausfallwahrscheinlichkeiten und Unsicherheitsfaktoren im Erdbebenfall basieren auf den von GA anerkannten Mängeln, die im Bd.VIII dargelegt sind. Änderungen in den Fehlerbäumen werden entsprechend dem LOSEP-Fall übernommen (Abschnitt 3).

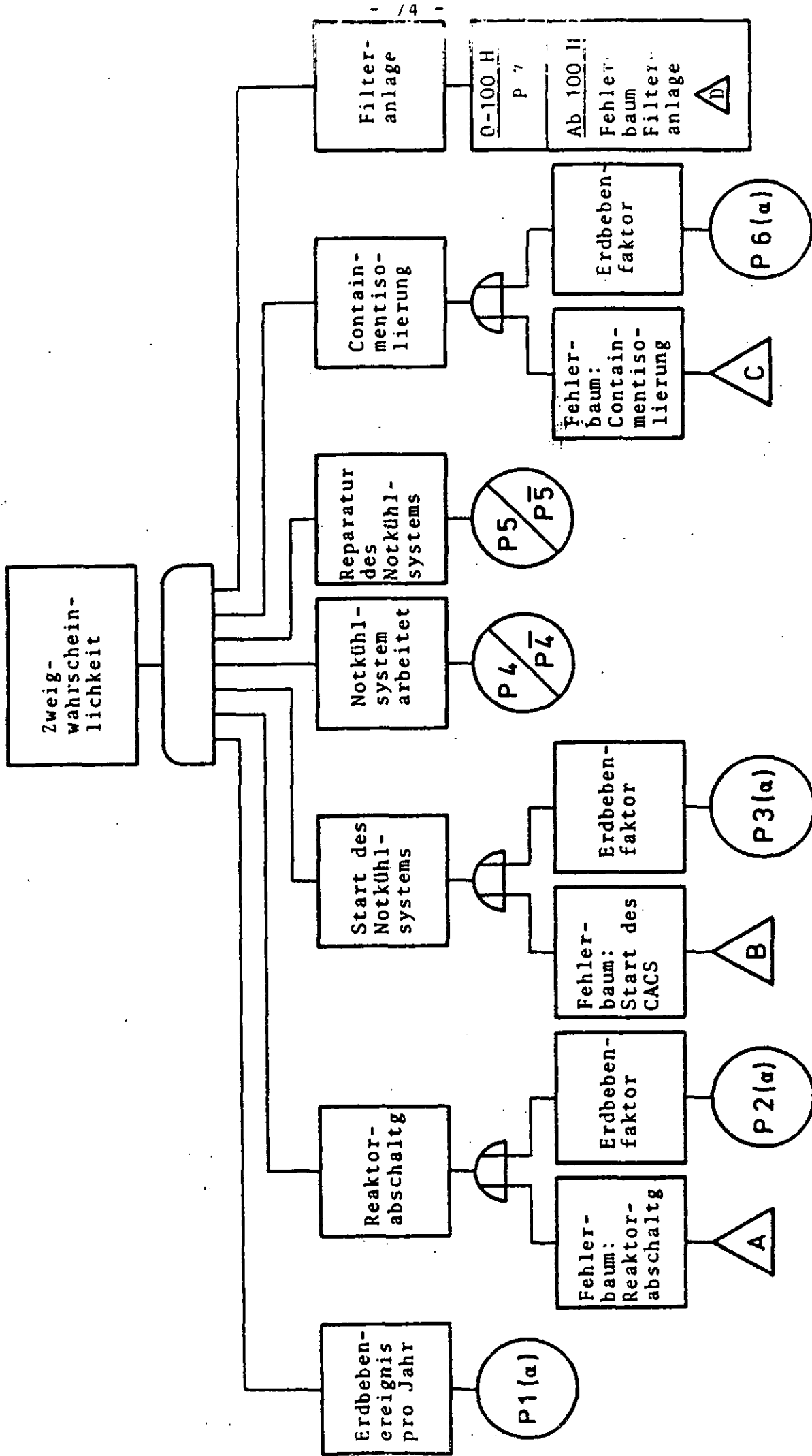


Bild 4.6 Gesamtfehlerbaum im Erdbebenfall

Tabelle 4.2 In den Gesamtfehlerbaum eingehende Wahrscheinlichkeiten

Wahrscheinlichkeit (Unsicherheitsfaktor)

Ereignis	Sym- bol	$\alpha = 1,1$	$\alpha = 1,3$	$\alpha = 1,5$	$\alpha = 1,7$	$\alpha = 1,9$
Eintrittsereignis	P1(α)	$1,5 \cdot 10^{-8}$ (78)	$4,0 \cdot 10^{-9}$ (91)	$1,3 \cdot 10^{-9}$ (104)	$4,6 \cdot 10^{-10}$ (116)	$1,8 \cdot 10^{-10}$ (129)
Versagen d.Reaktorab- schaltung d.Erdbeben	P2(α)	$4,0 \cdot 10^{-9}$ (7)	$1,4 \cdot 10^{-7}$ (5)	$2,3 \cdot 10^{-6}$ (3)	$2,0 \cdot 10^{-5}$ (3)	$1,1 \cdot 10^{-4}$ (2)
Startversagen d.CACS durch Erdbeben	P3(α)	$1,5 \cdot 10^{-5}$ (1)	$8,4 \cdot 10^{-4}$ (23)	$6,1 \cdot 10^{-3}$ (62)	$1,4 \cdot 10^{-2}$ (63)	$2,1 \cdot 10^{-2}$ (48)
Containmentisolierung durch Erdbeben	P6(α)	$1,9 \cdot 10^{-5}$ (84)	$1,9 \cdot 10^{-2}$ (11)	0,374 (2)	0,887 (-)	0,995 (1)
	Start		0-10 HR	10-100 HR	100-1000 HR	1000-5000 HR
CACS-Ausfallwahrschein- lichkeit während 5000 HR	P4	-	$3,1 \cdot 10^{-4}$ (20)	$9,4 \cdot 10^{-4}$ (15)	$1,0 \cdot 10^{-2}$ (31)	$1,1 \cdot 10^{-1}$ (11)
CACS-Zuverlässigkeit während 5000 HR	P4	-		0,88	(-)	
Keine CACS-Reparatur	P5	-	-	0,23 (2)	0,074 (3)	$3 \cdot 10^{-5}$ (900)
CACS-Reparatur	P5	-	-	0,77 (-)	0,926 (-)	~ 1 (-)
Ausfall d.Filteranlage	P7	0,98 (-)	0,83 (-)	0,81 (-)	Fehlerbaum	Fehlerbaum
Kein Ausfall der Filteranlage	P7	0,02 (-)	0,17 (-)	0,19 (-)	1 (-)	1 (-)

Ereignis 1

Erdbeben-Eintrittswahrscheinlichkeit

Die Erdbebenereignisrate in der AIPA-Studie erscheint, verglichen mit anderen Reporten, zu klein zu sein:

Wash-1400	:	10^{-4}	-	10^{-6}
Newmark	:	10^{-4}	-	10^{-5}
AIPA-Studie	:	$2 \cdot 10^{-8}$		

Die Angabe in Wash 1400 gilt für das SSE = 0,2g, während Newmarks Wert für das "Entwurfs"erdbeben (Design Earthquake) gilt, dessen Bedeutung nicht ganz klar ist (s. Band III). Da die in der AIPA-Studie angegebene Literatur/4,5/ nicht zur Verfügung steht, konnten die dort errechneten Wahrscheinlichkeiten nicht durch eine andere Methode überprüft werden.

Die Schätzungen der Erdbeben-Eintrittswahrscheinlichkeiten nach Newmark und Wash 1400 werden von GA als zu niedrig angesehen, da vor allem KKW an Orten erbaut werden, wo mit niedrigerer Seismizität als durchschnittlich zu rechnen ist. GA geben trotzdem Schwächen im Modell zu und erkennen die Notwendigkeit an, Verbesserungen vorzunehmen, und dadurch könnte sich eine um etwa zwei Zehnerpotenzen erhöhte Eintrittswahrscheinlichkeit ergeben (s. Band VIII).

Der folgende Vergleich mit der Ahorner-Rosenhauer-Studie /6/ bestätigt die Unterschätzung der Erdbeben-Eintrittswahrscheinlichkeiten in der AIPA-Studie. Wie schon erwähnt, ist eine Nachrechnung mit dem Ahorner-Rosenhauer-Modell nicht möglich. Um trotzdem einen Vergleich zu erhalten, werden mit den Formeln der AIPA-Studie (Gl. A3-1 Band IV) für einen willkürlichen Ort (Kassel) die Ahorner-Rosenhauer-Ergebnisse der Eintrittswahrscheinlichkeit verschiedener Erdbebenmagnituden nachgerechnet:

Betrachtete Magnitude	0,1 g	0,3 g
AIPA-Modell	$4 \cdot 10^{-8}$	$1,4 \cdot 10^{-11}$
Ahorner-Rosenhauer-Modell	$2 \cdot 10^{-5}$	$6 \cdot 10^{-7}$

Diese Werte erheben keinen Anspruch auf Genauigkeit, sie sollen nur die zu erwartende Tendenz bei einer Verbesserung zeigen. Eine Berücksichtigung von korrigierten Eintrittswahrscheinlichkeiten kann durch einfache Multiplikation der Ergebnisse erfolgen.

Um einen einfacheren Vergleich zu ermöglichen, werden trotz dieser Kritik, die von GA errechneten Wahrscheinlichkeiten in die IKT-Rechnung eingesetzt.

Ereignis 2

Reaktorabschaltung

Um die Auswirkungen verschiedener Erdbebenmagnituden zu berücksichtigen, wird in der AIPA-Studie der betrachtete Bereich des Magnitudenverhältnisses ($1,0 \leq \alpha < 2,0$) in 5 Intervalle eingeteilt. Es wird für jeden Mittelwert des Intervalls die Ausfallwahrscheinlichkeit des Abschaltsystems bestimmt.

Es stellt sich zuerst für die Reaktorabschaltung das Problem, das Ausfallverhalten für verschiedene Erdbebenfälle zu beurteilen. Wie im Abschnitt 4.4.1.1 erläutert, wird der Fehlerbaum der Netzausfallanalyse durch einen Erdbebeneinflußfaktor für jedes Intervall ergänzt. Die Beurteilung dieses sogenannten induzierten Erdbebenfaktors wird von Sachverständigen vorgenommen, die das Ausfallverhalten von Systemen für die betrachteten Erdbebenfälle realistisch abschätzen. Dies geschieht durch Angaben der jeweiligen Erdbebenmagnituden bei denen mit einer 50%igen b: 90%igen Wahrscheinlichkeit ein Versagen der Reaktorabschaltung erwartet wird.

Mit der Annahme von Newmark /5/ daß das Ausfallverhalten von Anlagen etwa logarithmisch normalverteilt ist, wird die Ausfallwahrscheinlichkeit bei den einzelnen Erdbebenfällen aus diesen Schätzwerten nach einer log-normalen Verteilungsfunktion errech.

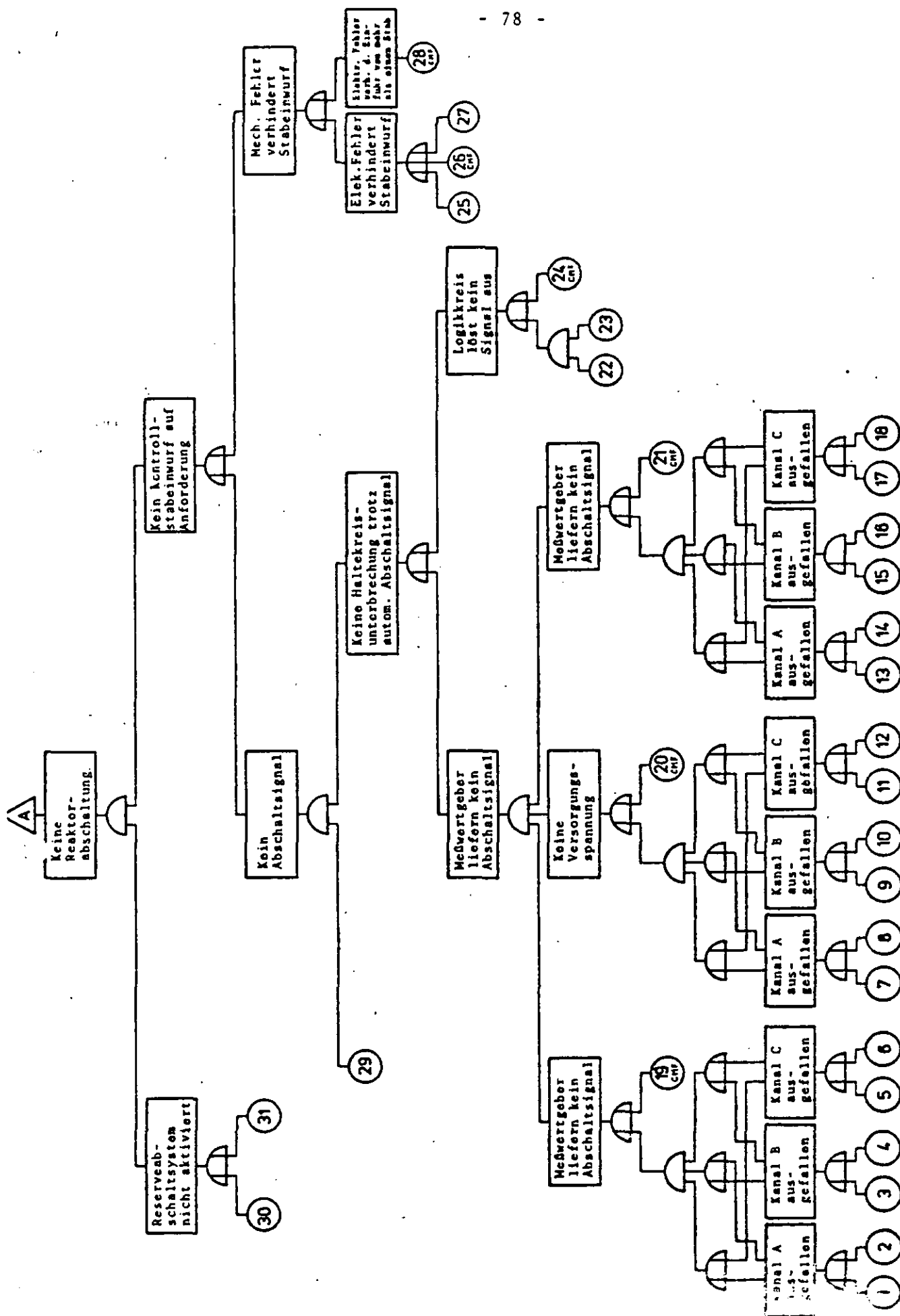


Bild 4.7 Fehlerbaum der Reaktorabschaltung

Tabelle 4.3: Komponenten des Fehlerbaumes "Keine Reaktorabschaltung"

Komp-Nr.	Komponente	Ausfallwahrscheinlichkeit	Unsicherheitsfaktor
1, 3, 5	Meßwertgeber (Kanal A, B, C) für die Flußmessung ausgefallen	$1 \cdot 10^{-5}$	3
2, 4, 6	Kippstufe (Kanal A, B, C) ausgefallen	$1 \cdot 10^{-6}$	3
7, 9, 11	Meßwertgeber (Kanal A, B, C) für Spannungsversorgung ausgefallen	$4 \cdot 10^{-5}$	3
8, 10, 12	Kippstufe (Kanal A, B, C) ausgefallen	$9 \cdot 10^{-4}$	3
13, 15, 17	Meßwertgeber (Kanal A, B, C) für Kühlmitteldruck ausgefallen	$1 \cdot 10^{-5}$	3
14, 16, 18	Kippstufe (Kanal A, B, C) ausgefallen	$7 \cdot 10^{-7}$	3
19	CMF der Meßkanäle (Flußmessung)	$5 \cdot 10^{-7}$	3
20	CMF der Meßkanäle (Spannungsmessung)	$1 \cdot 10^{-4}$	3
21	CMF der Meßkanäle (Kühlmitteldruckmessung)	$7 \cdot 10^{-7}$	3
22	Koinzidenzausfall Logikkreis A	$5 \cdot 10^{-6}$	3
23	Koinzidenzausfall Logikkreis B	$5 \cdot 10^{-6}$	3
24	CMF der Logikkreise	$5 \cdot 10^{-7}$	3
25	Kein einzelner Stabeinwurf trotz Operateurbefehl	$4 \cdot 10^{-6}$	10
26	Alle Kontakte durch CMF geschmolzen	$4 \cdot 10^{-6}$	10
27	Keine Unterbrechung der Spannungsversorgung trotz Operateurbefehls	$4 \cdot 10^{-6}$	10

28	CMF des Stabantriebes	$1 \cdot 10^{-6}$	10
29	Keine Handabschaltung	$1 \cdot 10^{-3}$	10
30	Operateur schaltet das Reserveabschaltsystem nicht an	$1,1 \cdot 10^{-3}$	10
31	Mechanischer Fehler des Reserveabschaltsystems	$1 \cdot 10^{-5}$	10

Die zugehörigen Fehlerfaktoren werden aus den Intervallgrenzen ermittelt. GA erkennt an, daß die oben erwähnten Sachverständigen-schätzungen auf die das hier beschriebene Berechnungsmodell basiert, nur ein Hinweis für das Ausfallverhalten sein können und fehlerbehaftet sind. Nach dem heutigen Stand der Technik scheint allerdings eine adäquatere Vorgehensweise noch nicht möglich.

Für Magnitudenverhältnisse $\alpha \geq 1,5$ sind die Fehlerbäume des LOSP in ihrer Wirkung vernachlässigbar gegenüber dem Erdbebeeinfluß und werden daher in diesem Magnitudenbereich nicht mehr berücksichtigt.

Bei einer weitergehenden Untersuchung erscheint es sinnvoll, die Ansätze zur Beschreibung des Operateurverhaltens zu ändern, da bei einem starken Erdbeben, das mindestens dem SSE entspricht, keine normale Reaktion zu erwarten ist.

Ereignis 3

Start des Notkühlsystems

Das Notkühlsystem ist so konstruiert, daß in jedem denkbaren Fall die Wärmeabfuhr gewährleistet wird, so auch nach dem Auftreten des Sicherheitserdbebens. Jedoch besteht bei starken Erdbeben die Gefahr, daß der Spannbetonbehälter (PCRV) von seiner Unterlage wegrückt und dadurch ein Bruch der Leitungen auftreten kann. In der AIPA-Studie wird die Möglichkeit der PCRV-Bewegung durch eine Schätzung ähnlich wie bei dem Versagen der Reaktorabschaltung ermittelt. Dies wird als die obere Grenze (P_{f_U}) der Versagensmöglichkeit angesehen. Als untere Grenze (P_{f_L}) wird die Angabe von Newmark /5/ für Ausrüstungsversagen angesetzt. Aus diesen Angaben wird in der AIPA-Studie das geometrische Mittel gebildet. Um konservative Ergebnisse zu erhalten, sollte man nur die obere Grenze berücksichtigen. Der folgende Vergleich zeigt dabei die erheblichen Unterschiede bei der Ausfallwahrscheinlichkeit Q_6 :

	$\alpha = 1,1$	$\alpha = 1,3$	$\alpha = 1,5$	$\alpha = 1,7$	$\alpha = 1,9$
Q_6 (obere Grenze)	$2,1 \cdot 10^{-4}$	$1,9 \cdot 10^{-2}$	0.375	0.889	0.951
Q_6 (Mittel)	$2,1 \cdot 10^{-4}$	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$6,1 \cdot 10^{-3}$	$1,4 \cdot 10^{-2}$	$2,1 \cdot 10^{-2}$

Es werden jedoch in der IKT-Untersuchung nur die in der AIPA-Studie ermittelten Wahrscheinlichkeiten verwendet.

Im Unterschied zu die AIPA-Studie wird die Startversagenswahrscheinlichkeit (Q_6) in gleicher Weise berechnet, wie in anderen Teilen der Studie (Reaktorabschaltung, Containmentisolierung). Der Erdbebeneinfluß wird hierbei durch eine zusätzliche Komponente im Fehlerbaum (induzierter Erdbebenfaktor) berücksichtigt. Dies ist eine Vereinfachung zu der Vorgehensweise nach Gl. A3-17 (Band IV) und stimmt zugleich mit dem gesamten Vorgehen im Erdbebenfall überein.

Die Ausfallwahrscheinlichkeit Q_6 errechnet sich nach folgender Gleichung:

$$Q_6 = P(3) + Q_E$$

$$P(3) = 2 \cdot 10^{-4}$$

Dieser Wert wird auf der Seite A2-16 (Band IV) für den Start des Notkühlsystems ermittelt.

$$Q_E = \sqrt{P_{f_L} \cdot P_{f_U}}$$

Der Erdbebenfaktor Q_E wird aus der AIPA-Studie (Seite A3-36 Tab. A3-18) übernommen.

Der Unsicherheitsfaktor f_1 wird analog der Gl. A3-14 (Band IV) berechnet:

$$f_1 = \exp \left(\sqrt{(P(3)/Q_6 \ln f_3)^2 + (Q_E/Q_6 \ln f_E)^2} \right)$$

Für die Fehlerbaumanalyse wird der Fehlerbaum Abb. 4-8 benutzt. Ab $\alpha = 1,7$ wird der Fehlerbaum wegen seines geringen Einflusses ($< 1\%$) vernachlässigt. Der Vergleich der Ausfallwahrscheinlichkeiten in der folgenden Tabelle 4.5 zeigt keine signifikanten Unterschiede.

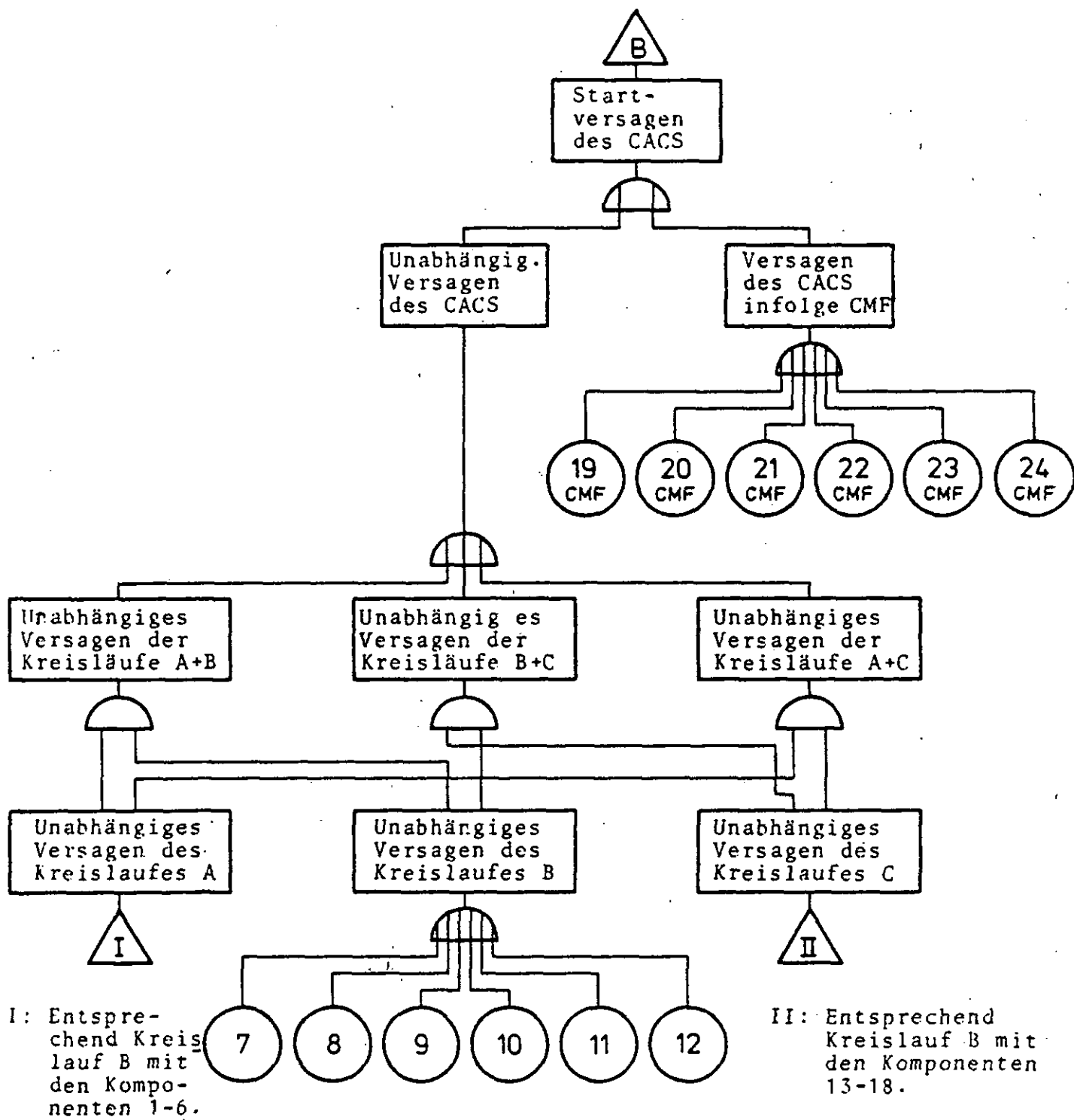


Bild 4.8 Fehlerbaum für den Start des Notkühlsystems

Tabelle 4.4
Start des CACS

Komp. Nr.	Komponente	Ausfallwahr- scheinlichkeit	Unsicher- heitsfaktor
1, 7, 13	Dieselgenerator	$2 \cdot 10^{-3}$	10
2, 8, 14	Schließventile	$3 \cdot 10^{-4}$	13
3, 9, 15	Kühlmotor und Kontrolle	$3 \cdot 10^{-4}$	10
4, 10, 16	Wasserpumpe	$1 \cdot 10^{-4}$	3
5, 11, 17	Motor der Wasserpumpe	$1 \cdot 10^{-4}$	3
6, 12, 18	Luftkühlung	$1 \cdot 10^{-4}$	3
19	CMF des Dieselgenerator	$1,5 \cdot 10^{-4}$	3
20	CMF der Schließventile	$2,1 \cdot 10^{-5}$	5
21	CMF des Kühlmotors und der Kontrolle	$1,2 \cdot 10^{-5}$	3
22	CMF der Wasserpumpe	$4 \cdot 10^{-6}$	3
23	CMF des Motors der Wasserpumpe	$4 \cdot 10^{-6}$	3
24	CMF der Luftkühlung	$4 \cdot 10^{-6}$	3

Tabelle 4.5

Erdbebenfall	Ausfallwahrscheinlichkeit (Unsicherheit)		
	AIPA	AIPA vereinfachte Vorgehensweise	IKT
CACS + = 0	$2,0 \cdot 10^{-4}$ (17)	$2,0 \cdot 10^{-4}$ (17)	$3,0 \cdot 10^{-4}$ (2/3)
CACS + = 1,1	$2,3 \cdot 10^{-4}$ (17)	$2,1 \cdot 10^{-4}$ (12)	$3,1 \cdot 10^{-4}$ (2/3)
CACS + = 1,3	$1,0 \cdot 10^{-3}$ (23)	$1,0 \cdot 10^{-3}$ (14)	$1,2 \cdot 10^{-3}$ (5/13)
CACS + = 1,5	$6,3 \cdot 10^{-3}$ (62)	$6,3 \cdot 10^{-3}$ (53)	$6,2 \cdot 10^{-3}$ (17/46)
CACS + = 1,7	$1,4 \cdot 10^{-2}$ (63)	$1,4 \cdot 10^{-2}$ (63)	
CACS + = 1,9	$2,1 \cdot 10^{-2}$ (48)	$2,1 \cdot 10^{-2}$ (48)	

Ereignis 4

Notkühlsystem arbeitet mindestens 5000 h

Das vierte Ereignis behandelt die Ausfallmöglichkeit des CACS während der Mindestkühlzeit von 5000 h. Im Gegensatz zu der LOSP-Analyse wird Kühlung durch den Hauptkühlkreislauf nicht angenommen, da dieses System nicht für das SSE ausgelegt wurde und somit ein größerer Schaden erwartet werden kann. Bei der Wiederherstellung der Netzspannung wird gegenüber dem LOSP-Fall folgendes geändert:

1. Während der ersten zehn Stunden nach Erdbebeneintritt wird keine Reparatur der Netzversorgung angenommen.
2. Nach Ablauf der ersten zehn Stunden wird die Exponentialverteilung mit der MTTR von 48 h zur Beschreibung des Reparaturverhaltens der Netzversorgung zugrunde gelegt.

Auch von GA wird als optimistisch anerkannt, daß zur Beschreibung des Ausfallverhaltens des Notkühlsystems die Ausfallraten der Netzausfallanalyse zugrunde gelegt werden. Diese gleichen Annahmen werden neben der Diskretisierung der Mindestkühlzeit in vier Zeitintervalle zur Gewährleistung der Vergleichbarkeit in die IKT - Untersuchung übernommen. Auswirkungen durch die verschiedenen

Erdbebenmagnituden bleiben unberücksichtigt.

Eine Neuberechnung der Ausfallwahrscheinlichkeit wird wegen der folgenden drei Fehler notwendig:

- β -Faktoren Die auf der Seite A3-39 (Band IV) angegebenen Zahlen stimmen nicht mit denen in der Netzausfallanalyse auf der Seite A2-27 (Band IV) überein.

$$\beta_1 = 0.085 \text{ (LOSP) statt } 0.05$$

$$\beta_2 = 0.076 \text{ (LOSP) statt } 0.07$$

- Q_C Für die Ausfallwahrscheinlichkeit wurde folgende Formel benutzt:

$$Q_C = R_C(t_1) - R_C(t_2) \text{ anstatt}$$

$$Q_C = 1 - R_C(t)$$

$$- e^{-\frac{t}{48}}$$

Dieser Term wird in der AIPA-Studie für den Zeitraum $10 < t \leq 100$ h vernachlässigt.

Mit der Gleichung A3-24 (Band IV) ergibt sich für die Ausfallwahrscheinlichkeit Q_C bzw. für ihr Komplement $R_C = 1 - Q_C$:

$0 < t \leq 10$ HR :

$$R_C = 3 \cdot e^{-(2-\beta_2) \lambda_2 t} - 2 \cdot e^{-(3-2\beta_2) \lambda_2 t}$$

$$R_C = 3 \cdot e^{-(2-0.076) 3.7 \cdot 10^{-4} \cdot 10} -$$

$$2 \cdot e^{-(3-2 \cdot 0.076) 3.7 \cdot 10^{-4} \cdot 10}$$

$$= 0.999685$$

$$Q_C = 3.1 \cdot 10^{-4}$$

$10 < t \leq 100$ HR :

$$R_C = (1 - e^{-t/48}) \left(e^{-(3-2\beta_1) \lambda_1 t} + 3e^{-\lambda_1 t} - \right.$$

$$\left. 3e^{-(2-\beta_1) \lambda_1 t} \right) +$$

$$+ e^{-t/48} \left(e^{-(3-2\beta_2) \lambda_2 t} + 3e^{-\lambda_2 t} \right.$$

$$\left. - 3e^{-(2-\beta_2) \lambda_2 t} \right)$$

$$R_C = (1 - e^{-t/48}) (e^{-(3-2 \cdot 0.085) \cdot 1.2 \cdot 10^{-4} \cdot 100} + 3e^{-1.2 \cdot 10^{-4} \cdot 100} - 3e^{-(2-0.085) \cdot 1.2 \cdot 10^{-4} \cdot 100}) + e^{-100/48} (e^{-(3-2 \cdot 0.076) \cdot 3.7 \cdot 10^{-4} \cdot 100} + 3e^{-3.7 \cdot 10^{-4} \cdot 100} - 3e^{-(2-0.076) \cdot 3.7 \cdot 10^{-4} \cdot 100})$$

$$R_C = 0.99875$$

$$Q_C = 9.4 \cdot 10^{-4}$$

100 < t ≤ 1000 h:

$$R_C = e^{-(3-2\beta_1) \cdot \lambda_1 t} + 3e^{-\lambda_1 t} - 3e^{-(2-\beta_1) \cdot \lambda_1 t}$$

$$R_C = e^{-(3-2 \cdot 0.085) \cdot 1.2 \cdot 10^{-4} \cdot 1000} + 3e^{-1.2 \cdot 10^{-4} \cdot 1000} - 3e^{-(2-0.085) \cdot 1.2 \cdot 10^{-4} \cdot 1000}$$

$$R_C = 0.98874$$

$$Q_C = 1 \cdot 10^{-2}$$

1000 < t ≤ 5000 h:

$$R_C = e^{-(3-2\beta_1) \cdot \lambda_1 t} + 3e^{-\lambda_1 t} - 3e^{-(2-\beta_1) \cdot \lambda_1 t}$$

$$R_C = e^{-(3-2 \cdot 0.085) \cdot 1.2 \cdot 10^{-4} \cdot 5000} + 3e^{-1.2 \cdot 10^{-4} \cdot 5000} - 3e^{-(2-0.085) \cdot 1.2 \cdot 10^{-4} \cdot 5000}$$

$$R_C = 0.08786$$

$$Q_C = 1.1 \cdot 10^{-1}$$

Die folgende Tabelle zeigt den Vergleich mit der AIPA-Studie:

Tabelle 4

Zeitintervall (h)	Ausfallwahrscheinlichkeit	
	AIPA	IKT
0 - 10	$3 \cdot 10^{-4}$	$3.1 \cdot 10^{-4}$
10 - 100	$6 \cdot 10^{-4}$	$9.4 \cdot 10^{-4}$
100 - 1000	$6 \cdot 10^{-3}$	$1.0 \cdot 10^{-2}$
1000 - 5000	$7 \cdot 10^{-2}$	$1.1 \cdot 10^{-1}$

Als Fehlerfaktoren mußten die Zahlenwerte aus der AIPA-Studie übernommen werden, da wir die Fehlerfaktoren für die Komponenten nicht kennen und VARDA daher nicht einsetzen konnten.

Ereignis 5

Reparatur des Notkühlsystems

Bei diesem Ereignis wird keine Änderung vorgenommen. Es wird, wie in der AIPA-Studie begründet, für alle Erdbebenmagnituden das gleiche Reparaturmodell und damit die gleiche Wahrscheinlichkeit benutzt, was hier als optimistisch anzusehen ist.

Ereignis 6

Containmentisolierung

In diesem Fall werden zwei Schadensmöglichkeiten erkannt:

- Ein Versagen der Containmentisolierungsventile.
- Auftreten von Leckagen durch Brechen des Betons.

Für den ersten Fall wird in optimistischer Weise angenommen, daß das Ausfallverhalten der Isolierungsventile unabhängig ist von der Erdbebenmagnitude, so daß der Fehlerbaum aus der LOSEP-Analyse übernommen werden kann.

Im zweiten Fall erfolgt die Berechnung aus Schätzungen der 50%igen und 90%igen Versagenswahrscheinlichkeit, wie sie bei der Reaktorabschaltung beschrieben wird.

Die Berechnung der Unsicherheitsfaktoren wird neu durchgeführt, da die Gleichung A3 -37 mit der in Band II angegebenen (G1.4-234) nicht übereinstimmt. Die IKT-Untersuchung benutzte G1.4-234.

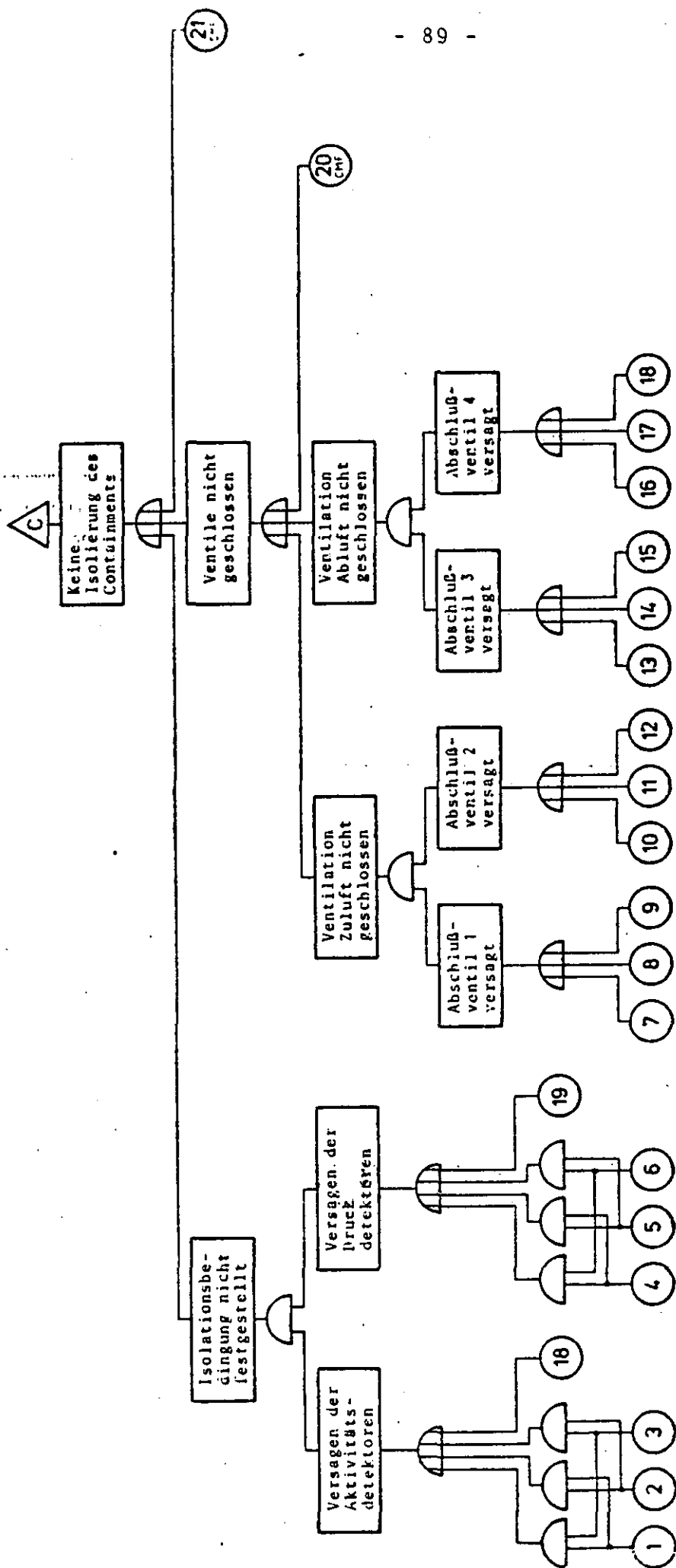


Bild 4.9 Fehlerbaum der Containmentsisolierung

Tabelle 4.7

Containmentisolierung

Komp- Nr.	Komponente	Ausfallwahr- scheinlichkeit	Unsicher- heitsfakte
1, 2, 3	Strahlungsanzeige	$1,5 \cdot 10^{-2}$	3
4, 5, 6	Druckanzeige	$1,2 \cdot 10^{-2}$	3
7, 10, 13, 15	Isolationsventile	$1 \cdot 10^{-4}$	3
8, 11, 14, 16	Solenoidauslöser	$3 \cdot 10^{-4}$	3
9, 12	Ausgang des Auslösekanals	$4 \cdot 10^{-5}$	10
18	CMF der Strahlungsanzeige	$1,5 \cdot 10^{-3}$	10
19	CMF der Druckanzeige	$1,2 \cdot 10^{-3}$	10
20	CMF der Spannungs- versorgung	$4 \cdot 10^{-6}$	10
21	CMF der Ventile, des Solenoids und des Auslösekanals	$4 \cdot 10^{-5}$	10

Es ergaben sich trotzdem vergleichbare Ergebnisse, da wahrscheinlich die richtige Gleichung zugrunde gelegt war.

Zu bemerken sei, daß der Fehlerbaum (Abb. 4-4) ab der Magnitude $\alpha = 1,5$ gegenüber dem induzierten Erdbebenfaktor wegen geringen Einflusses ($< 1\%$) vernachlässigbar ist.

Ereignis 7

Filtersystem

Die Filteranlage dient zur Beseitigung filterbarer, radioaktiver Nuklide aus der Containmentatmosphäre. Sie geht nur dann in die Berechnung ein, wenn gleichzeitig die Funktion der Containmentisolierung gewährleistet ist. Andernfalls ist ein Rückhalt durch die Filteranlage wegen der hohen Leckrate bedeutungslos.

In der AIPA-Studie werden hierbei folgende zwei Fälle nach dem Eintritt eines Erdbebens unterschieden:

1. 0 - 100 h: Das Filtersystem arbeitet nur, wenn Netzstrom vorhanden ist. Als Reparaturmodell dient eine Exponentialfunktion mit einer MTTR von 50 h.
2. 100-5000 h: Nach 100 h wird ein durch Erdbeben verursachter Schaden als behoben angesehen, deshalb wird der Fehlerbaum (Abb. 4-5) aus dem LOSP Fall in die Rechnung eingesetzt.

Diese Vorgehensweise wird in der IKT-Untersuchung übernommen, wobei im Gegensatz zu der AIPA-Studie die Fehlerfaktoren des Fehlerbaumes errechnet werden.

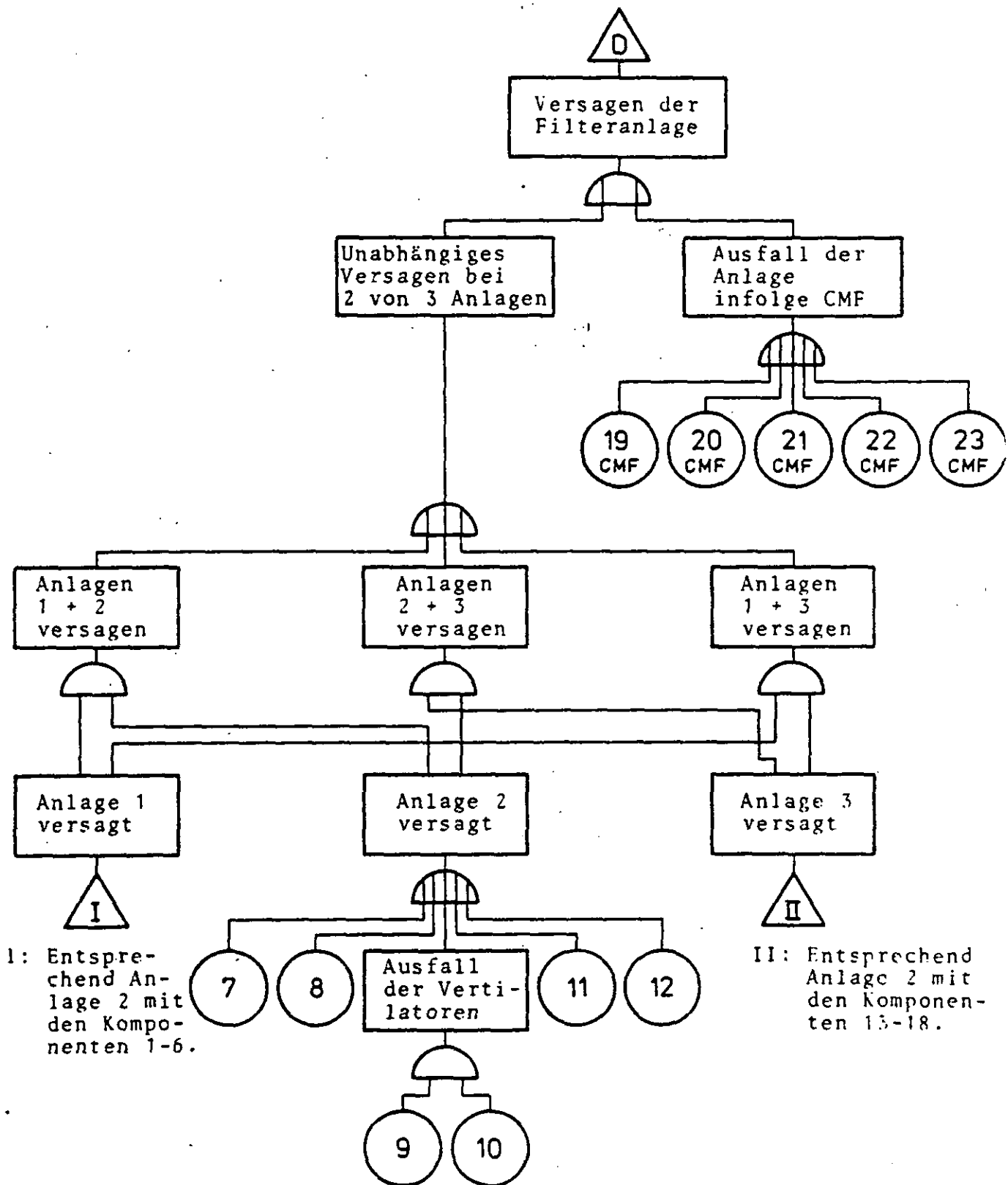


Bild 4.10

Fehlerbaum der Filteranlage

Tabelle 4.8

Filteranlage

Komp-Nr.	Komponente	Ausfallwahr- scheinlichkeit	Unsicher- heitsfaktor
1, 7, 13	Druckanzeigergeräte	$2 \cdot 10^{-3}$	3
2, 8, 14	Temperaturanzeigergeräte	$2 \cdot 10^{-3}$	3
3, 9, 15	Ventilatoren	$5 \cdot 10^{-3}$	3
4, 10, 16			
5, 11, 17	Spannungsversorgung	$1 \cdot 10^{-3}$	3
6, 12, 18	Filter	$2 \cdot 10^{-4}$	3
19	CMF der Druckanzeigergeräte	$1 \cdot 10^{-4}$	10
20	CMF der Temperaturanzeiger- geräte	$5 \cdot 10^{-4}$	10
21	CMF der Ventilatoren	$2 \cdot 10^{-4}$	10
22	CMF der Spannungsversorgung	$1 \cdot 10^{-4}$	10
23	CMF des Filter	$2 \cdot 10^{-5}$	10

4.5 Einfluß der "ß" - Faktoren

Da in dem Teil der AIPA-Studie, in dem das Risiko - also auch die Auswirkungen - untersucht wurde, sich zeigte, daß der relevante Erdbebenfall $\alpha = 1,5$ mit den Zweigen S,P,M ist, die "ß" - Faktoren für ein Magnitudenverhältnis ab $\alpha = 1$ aber gegenüber dem induzierten Erdbebenfaktor vernachlässigt werden können, hat eine Variation der "ß"-Faktoren keinen Einfluß auf das Endergebnis.

Anders liegen die Verhältnisse für den Erdbebenfall $\alpha = 1.1$. Hier überwiegt bei den Zweigen in denen das Ereignis CACS auftritt der Anteil der "common cause"-Fehler, so daß eine Variation der "ß"-Faktoren in diesen Zweigen etwa proportional in die Ergebnisse eingeht.

Literaturverzeichnis

- /1/ HTGR Accident Initiation and Progression Analysis (AIPA-Studie).
General Atomic Projekt 3219 (1975)
- /2/ Reactor Safety Study - An Assessment of Accident Risks in U. S.
Commercial Nuclear Power Plants.
USAEC Report WASH-1400 (1975)
- /3/ Dr. Kamarinopoulos:
Ein Verfahren zur Berücksichtigung des Einflusses von Unsicherheiten
der Komponentendaten auf die Zuverlässigkeitsmerkmale des Gesamtsy-
stems.
TUBIK 53, Berlin 1976
- /4/ J. D. Stevenson:
Rational Determination of the Operational Basis Earthquake Require-
ment Used in Nuclear Facility Design.
Paper presented at a meeting of the Ad Hoc Committee on Seismic Design
Bases, Atomic Industrial Forum, Washington, D. C., September 1974
- /5/ N. M. Newmark:
Comments on Conservatism in Earthquake Resistant Design.
Paper presented at a meeting of the Ad Hoc Committee on Seismic Design
Bases, Atomic Industrial Forum, Washington, September 18, 1974
- /6/ L. Ahorner, W. Rosenhauer:
Probability Distribution of Earthquake Accelerations with Applications to
Sites in the Northern Rhine Area, Central Europe.
Geophys. 41, 581-594, 1975

3. BEHANDLUNG DER 'PERSONALASPEKTE' IN DER AIPA-STUDIE

P. LINNERTZ

INSTITUT FÜR NUKLEARE SICHERHEITSFORSCHUNG DER
KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH

P. Linnertz, Kernforschungsanlage Jülich
Institut für Nukleare Sicherheitsforschung

Behandlung der "Personalaspekte" in der AIPA-Studie

Inhalt:

1. Einführung und Problemstellung
 - 1.1. Amerikanisches Wartekonzept
 - 1.2. Das Operateurmodell der AIPA-Studie
 - 1.3. Die Unsicherheit der "Komponente" Mensch
2. Bewertung des Modells
3. Schlußfolgerungen
4. Literaturverzeichnis

1. Einführung und Problemstellung

Das in der AIPA-Studie als Referenz herangezogene Kernkraftwerk ist die HTGR-1160 Anlage der General Atomic Company. Die in der Studie untersuchten Störfälle sind meist extrem unwahrscheinlich und schließen die Handlungen des Menschen - und hier speziell des Wartenoperators - als einen wichtigen Teilaspekt ein.

Um den Operator in der Entscheidungsfällung zu unterstützen, setzt man in den Kernkraftwerken neben Automaten auch Prozeßrechner ein, die die Unmenge der anfallenden Daten für die Schnittstelle Prozeß/Mensch aufarbeiten und sie nach Prioritäten geordnet ihm anbieten.

Entgegen der allgemeinen Erwartung übernehmen auch in den USA diese Hilfen nicht die Anlagensteuerung in vollem Umfange, sondern stellen die Umsetzung von Informationen in prozeßablaufbeeinflussende Aktionen den Operator anheim. Ebenfalls ist das Reaktorschutzsystem ein eigenständiges System, welches dann aktiviert wird, wenn die Anlage aus einem kritischen Zustand in kurzer Zeit in einen sicheren überführt werden soll. Es würde zwar über einen bestimmten Zeitraum oder ab einer gewissen Schadensgrenze automatisch ausgelöst werden, könnte aber durch die vorausschauende menschliche Handlung unter Umständen früher und effektiver wirken. Die Operatorhandlungen sind dann durchgängig, wenn sie in der "Richtung" der Schutzsystemfunktion gehen - also störfallmildernd wirken.

Die Fähigkeiten des Menschen zu kombinieren, Rückgriff auf Gelerntes zu nehmen, erprobte Strategien anzuwenden und auf bewährte Verfahrensweisen zurückgreifen zu können, zeichnen ihn hierbei aus und machen ihn zum wichtigen Bestandteil des ganzen Systems. Als Beispiel sei auf einen Störfall hingewiesen, bei dem infolge des versehentlichen Öffnens eines Absperrschiebers Kühlmittel aus dem Primärkühlkreislauf ausströmte und der Motorschutz des Stellmotors ein Schließen verhinderte. Nachdem der Wartenoperator dies erkannt hatte, nahm der Elektromeister eine Überbrückung des Schutzes vor, so daß die Armatur wieder geschlossen werden konnte (1).

Es darf aber nicht verschwiegen werden, daß der menschliche Eingriff auch fehlerbehaftet sein kann. Dieser Fehleranteil an menschlichen Handlungen kann im Vergleich zu technischen Systemen sehr groß sein, was die Haltung der Genehmigungsbehörden erklärt, im gewissen Umfang auch die Anlage vor dem Operator zu schützen, indem gewisse Beeinflussungsbarrieren gefordert werden.

Auf der Suche nach einem vernünftigen Mittelweg zwischen dem freien Agieren des Operators und der totalen Automation des Prozesses kommt dem Wartenkonzept eine besondere Bedeutung zu.

1.1 Amerikanisches Wartenkonzept

A.D. Swain weist in seinem Beitrag zur Quantifizierung des menschlichen Verhaltens in technischen Prozessen darauf hin, daß eine Verminderung der Fehlhandlungen der Operateure weniger durch eine erhöhte Motivation als durch eine optimale Anpassung der Aufgabe und des Arbeitsplatzes an die menschlichen Fähigkeiten zu erwarten sei. (2)

Diese Aussage verdeutlicht die Wichtigkeit der Berücksichtigung anthropotechnischer und ergonomischer Erkenntnisse bei der Wartenkonzeption.

Man erkennt in Abb.1 das Wartenbild der in der AIPA - Studie betrachteten Anlage .

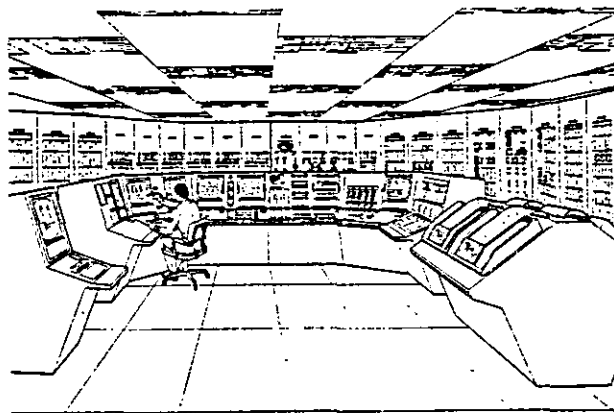


Abb. 1 Wartenraum der amerikanischen HTGR-1160-Anlage

(3)

Man erkennt eine modern ausgerüstete amerikanische HTGR-Warte, bei der acht Farbmonitore bestimmten Vorgängen zugeordnet sind oder gegenseitig Reservefunktionen übernehmen können. Normalerweise zeigen zwei Schirme Alarmsituationen an, zwei vermitteln einen Überblick über den Zustand des Reaktors, zwei weitere sind dem Sekundärkühlkreislauf zugewiesen, während

die restlichen zwei Bildschirme Detailinformationen über bestimmte Systeme wiedergeben. Einer der beiden Schirme, die einen Überblick über den Reaktorzustand geben, zeigt die Kontrollstabposition, Dampferzeuger-eintrittstemperaturen und Kontrollstabbewegungsrichtungen. Der zweite Monitor gibt die Position der Kühlgasdrosseln an und zeigt das Kühlgas-temperaturprofil. An dem Schirm, der einen Überblick über die Gesamtanlage gibt, kann der Operateur mittels Lichtgriffel Anlagenausschnitte herauswählen, die dann detailliert angezeigt werden. Vier Schnelldrucker (rechts im Bild) dokumentieren Alarmfolgen und manuelle Aktionen, Ergebnisse von Betriebsberechnungen, Trendangaben und Störfallablaufprotokolle (3,4).

Aus diesen Details erkennt man den hohen Stand der Technisierung mit dem Ziel der eingangs gestellten Optimierungsforderung an die "Schnittstelle Mensch-Prozeß". Die Berücksichtigung eines gefestigten ergonomischen Wissens z.B. bei der Panelgestaltung verringert die zu erwartenden taktilen Fehlhandlungen des Operateurs. Die im Vergleich zur Surry-Warte der WASH-1400-Studie (5) modern anmutende HTGR-Warte könnte angenommener Weise bessere Zuverlässigkeitsdaten des Operateurs liefern. Da das aber an keiner Stelle in der AIPA-Studie berücksichtigt wurde, muß hier von einer konservativen Vorgehensweise gesprochen werden.

1.2. Das Operateurmodell der AIPA-Studie

Um das menschliche Verhalten überall da zu quantifizieren, wo es auf den Ablauf einer Störsituation Einfluß hat, wurde in der AIPA-Studie ein Operateurmodell entworfen. Konkret bedeutet dies, daß das Modell Zuverlässigkeitsdaten des Menschen für die Verzweigungen in den jeweiligen Ereignisbäumen liefert. Das Modell geht hierbei von der, dem Operateur im Störfall zur Verfügung stehenden Zeit für eine richtige Handlung aus und bewertet diese Zeit als eine entscheidende Sicherheitsvariable.

Man findet die Angabe von Operateurreaktionszeiten und Wahrscheinlichkeitswerte bei folgenden Störfällen:

- Detektion eines Zwischenüberhitzerlecks, je nach Leckgröße: Reaktion im Minuten- bis Stundenbereich,
- Reaktorabschaltung beim Zwischenüberhitzerleck, beim Ausfall der Fremdenergie, bzw. beim Erdbeben im Sekunden- bis Minutenbereich (Reaktorschnellabschaltung im Sekundenbereich)

- sowie bei weiteren Aktionen
(z.B.: CACS-Start, Core cooling restored ...)

Um mit Hilfe der Zeitwerte Zuverlässigkeitsdaten zu gewinnen, gibt man nachfolgende zeitliche Beziehung an:

$$P_{os} = 1 - e^{(-t/MTOR)} \leq P_s$$

Hierbei ist: P_{os} : Operateurerfolgswahrscheinlichkeit

MTOR : Mittlere Zeitspanne von der Störungserkennung
bis zur Ausführung einer erforderlichen Aktion

t : Zeitliche Variable für die betrachtete Aktion

P_s : Obere Wahrscheinlichkeitsschranke für die betrachtete
Aktion (0,99 ... 0,9999).

Der Wert "MTOR" wird hierbei als eine Zeit eingeführt, in der 63% aller trainierten Operateure eine richtige Handlung durchführen würden. Die Werte für "MTOR" wurden durch Expertenbefragung ermittelt und ein Vertrauensbereich, in dem 90% aller MTOR-Werte liegen, festgelegt.

Die Relevanz dieser Expertenmeinungen wird mit der guten Übereinstimmung ihrer Annahmen mit den tatsächlichen Verfügbarkeitswerten technischer Systeme belegt. Unterschiedlichen Reaktionszeiten wird in Anlehnung an Erfahrungen aus "Aktion/Zeit-Versuchen" durch Zugrundelegung einer lognormalen Verteilung Rechnung getragen.

Die hierbei notwendige Abschätzung der Unsicherheit wird mittels zweier Methoden durchgeführt - nämlich einer graphischen und einer arithmetischen. Zur Berücksichtigung von Streßsituationen werden die geschätzten Reaktionszeiten mit einem Streßfaktor von 10% beaufschlagt.

Um die in diesem Modell gewählten Randbedingungen weiter zu erläutern und einer Kritik zu unterziehen, sei auf das Kapitel 2 hingewiesen.

Die gewählten Ansätze unterscheiden sich somit deutlich von der Vorgehensweise in der WASH-1400-Studie (5), wo mit konstanten Wahrscheinlichkeitswerten zu ausgewählten Sequenzen operiert wird.

1.3. Die Unsicherheit der "Komponente Mensch"

Die Analyse von konkreten Störfällen zeigt, daß unter Störfallbedingungen erst eine Verzugszeit verstreicht, bis der Operateur in der Lage ist, die jeweilige Situation richtig einzuschätzen und entsprechende Gegenmaßnahmen einzuleiten. Dies gilt besonders für die Fälle, wo eigenständige Automaten ersatzlos versagen oder eine Lücke in der organisatorischen Bewältigung des gegebenen Problems eintritt. Als Beispiel wäre ein Wassereinbruch-Störfall denkbar, bei dem das Feuchtemeßsystem das defekte Loop nicht abschaltet und es alleine dem geschickten Auswählen des Operators überlassen ist, das gestörte Loop manuell abzusperren. Eine Lücke in der organisatorischen Bewältigung eines bestimmten Problems ist z.B. dann gegeben, wenn durch einen Betriebsunfall ein personeller Ausfall vorliegt, der nicht schnell zu überbrücken ist, oder bei einem schweren, ihm unbekannten Störfall eine psychische oder physische Überlastung eingetreten ist.

Maßgeblich bestimmt wird die Verzugszeit durch den Grad der Entschlußsicherheit des Betriebspersonals. So berichtet J. Rasmussen in (6), daß die Mehrzahl betrachteter Kernkraftwerksstörfälle in den USA durch menschliche Fehlhandlungen während anomaler Betriebsbedingungen verursacht, bzw. verschlimmert werden. Denkbar ungünstiger wird dieses Verhältnis bei der Betrachtung hypothetischer Störfälle werden, bei denen der totale Ausfall des Operators infolge Überforderung angenommen werden könnte. In diesem Zusammenhang sind sicherlich Zeitdruck und nichtvorherzusehendes Operateurverhalten (z. B. Panik im Erdbebenfall) als problematische Punkte bei der Beurteilung der menschlichen Zuverlässigkeit zu nennen.

Zur Bestätigung sei auf (7) von Lees und Sayers hingewiesen, die auf der Grundlage von Simulationsversuchen und abgestimmten Rechenprogrammen einen Beitrag zur Quantifizierung des Operateurverhaltens liefern. Sie heben besonders die Problematik des Handelns unter der Administration des sich fortentwickelnden und zum Teil unbekannten Störfalles hervor und betonen die funktionelle Grenze des Operators durch Überforderung.

Diese Überlegungen mögen die Haltung der amerikanischen Sicherheitsphilosophie verdeutlichen, die der Bedeutung von Ausbildung und Retraining der Operateure durch gesteigertes Teilnehmen des Wartenpersonals an Regel- und Schaltaufgaben in der KKW-Anlage - auch im Normalbetrieb - Rechnung trägt.

2. Bewertung des Modells

Das hier betrachtete Operateurmodell wird bezüglich des funktionalen Zusammenhangs zwischen der Zuverlässigkeit einer Reaktion und der, für diese Reaktion zur Verfügung stehenden Zeit, qualitativ in der Literatur und den Gutachten externer Stellen (9, 10) bestätigt.

Der, in der AIPA-Studie benutzte Ansatz und die Definition eines Unsicherheitsbereiches ist als erste Approximation zu verstehen, welche einflußnehmende Variablen verschiedenster Art nicht in Betracht zieht.

- Rechnet man mit dem gewählten mathematischen Modell sowie mit den beiden Methoden zur Unsicherheitsabschätzung einige Beispiele durch, so drängt sich die Frage nach der Akzeptanz vorgegebener Randbedingungen auf. W. Huttenlocher schreibt hierzu in (10), daß der verwendete Schematismus bei der Bestimmung von "MTOR" und dessen Vertrauensbereich durchweg zur Unterschätzung des Zeitbedarfs führt. Er folgert hieraus, daß die als "Allowed Response Time" verwendeten Zeiten u.U. zu niedrig angesetzt sind und die erwarteten Genauigkeitsanforderungen an das Modell nicht erfüllt werden.
- Ferner findet sich auch kein Hinweis auf die Berücksichtigung des Falles, bei dem der Operateur auf mehrere Meldungen innerhalb kürzester Zeit zu reagieren hat. Hierunter sind Meldungen zu verstehen, die eine Reaktion bedürfen, welche durch neue Meldungen gehemmt wird. Die notwendige Zeit muß folglich viel höher angesetzt bzw. die Anzahl der zu erwartenden Fehlleistungen höher eingestuft werden.

Unter Hinweis auf die inhärent bedingt großen Zeitreserven des HTR-Reaktortyps werden die Fähigkeiten zur Korrektur gemachter Fehler nicht betrachtet. Trotzdem ist dies nicht verständlich, da es im Gegensatz zur etablierten Anwendung der Fehlerratenaufstockung aus der WASH-1400-Studie (5) steht. Hierzu heißt es dort: "Bei starkem Zeitdruck, wie beim Versuch eines, während eines Störfalls gemachten Fehler zu korregieren, verdoppelt sich die ursprüngliche Fehlerwahrscheinlichkeit P_{OF} bei jedem Versuch m nach einem Fehler. Dies geschieht so lange, bis die Fehlerwahrscheinlichkeit "1" erreicht wird, oder die zur Verfügung stehende Zeit beendet ist."

- Die Abschätzung der "MTOR-Werte" durch Expertenbefragung ist, neben der objektiven Datenerfassung, in Form einer physiologischen Studie ein probates Mittel zur Datenbeschaffung. Sie zeichnet sich aber bei dem hier vorliegenden komplexen Hintergrund zumindest als problematisch ab. Ferner bleibt auch der Umfang der herangezogenen Daten und die Rekrutierung der befragten Expertengruppe offen.
- Bezüglich der hohen Zuverlässigkeitswerte an der oberen Schranke (P_s) muß man sagen, daß es sich hier um Verbundwerte handelt, die auf elementaren Aktionen beruhen und verglichen mit anderen Literaturstellen (8) als zu optimistisch erscheinen. Vergleicht man gar mit Daten aus der Luft- und Raumfahrt (9), so ergeben sich in Unfallsituationen erheblich schlechtere Verfügbarkeitswerte.

Für eine umfassende Beurteilung des menschlichen Verhaltens muß die Datenbasis noch ausgebaut und durch Detail-Analysen transparenter gemacht werden. Dieser Umstand wird auch durch R.W. Pack in (11) hervorgehoben, der teilweise im Gegensatz zu Swain und Guttmann die Arbeiten an einer Datenbank des Operateurverhaltens als noch nicht ausreichend durchgeführt bezeichnet.

- Teil des Modells ist ferner der Ansatz, daß ein linearer Zusammenhang zwischen der Reaktionszeit des Menschen und der Entropie der Gesamtheit der, auf ihn einströmende Reize besteht. Vorausgesetzt wird somit, daß sämtliche Information vom Informationskanal des Menschen übertragen wird und vernachlässigt den Einfluß pragmatischer und semantischer Aspekte auf die Reaktionszeit des Operateurs, was sicherlich stark verallgemeinern wirkt (9).

Zur Streßberücksichtigung in Form einer 10%igen Beaufschlagung der jeweiligen Zeitwerte sei besonders auf die Kritik von Dr. W. Huttenlocher in (10) hingewiesen. Auch er deutet auf die Willkür der Beaufschlagung hin und zeichnet die Differenziertheit des Streßeinflusses, der von Leistungssteigerung bis zur Leistungs-Desorganisation gehen kann, auf. Vergleichend hierzu nachfolgendes Diagramm aus (12) von E.W. Hagen, welches in die gleiche Richtung weist.

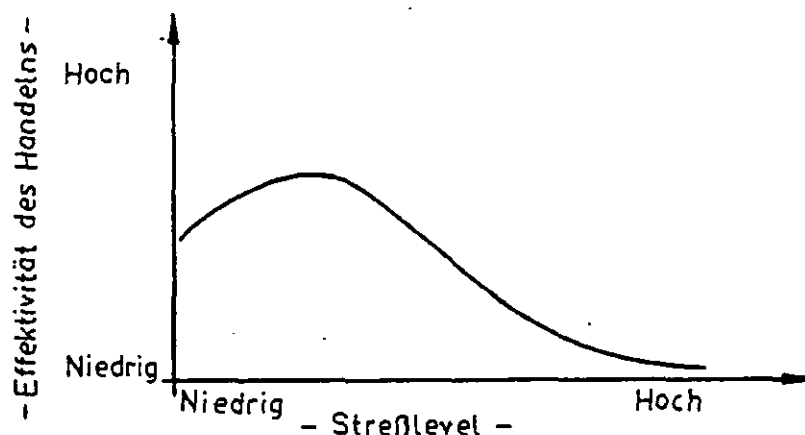


Abb. 2 Aufzeigen des Zusammenhangs zwischen den Streßlevel und der Effektivität menschlichen Handelns (12)

Die Bemühungen würdigend, den Streß überhaupt in das Modell einzubeziehen, könnte man infolge der unzureichenden Situationskenntnis bei den verschiedensten, denkbaren Störfällen die Einführung des Streßfaktors als erste Näherung annehmen.

Als Anmerkung zu den Versagenswahrscheinlichkeiten des Operators sei noch auf die, bei dem Safety and Reliability Directorate (UKAEA) verwendete pauschale Behandlung hingewiesen (13). Hier wird auch nicht ausgeschlossen daß der Operator durch falsche Handlungen einen Störfall verschlimmern kann.

Man setzt die Wahrscheinlichkeit für das Ausbleiben einer wichtigen Handlung in der ersten halben Stunde nach Eintritt des Störfalles mit "1" und darüber hinaus bis zu einer Stunde mit " 10^{-2} " an. Dieser Ansatz ist sehr pauschal und sollte bei vorgegebener Anlage und detaillierten Unterlagen genauer spezifiziert werden. Die Wahl der genannten Werte ist also nur so zu verstehen, daß man sich optimistischen Werten entzieht und das Problem konservativ behandelt.

Zusammenfassen muß man also sagen, daß trotz vorliegender qualitativer Übereinstimmung mit der Literatur die Sicherheit der quantitativen Aussage des Operatormodells fraglich zu sein scheint; die Anwendung des Modells in praktischen Fällen erscheint daher in mancher Hinsicht problematisch.

3. Schlußfolgerungen

Unter Berücksichtigung der aufgeführten Kritikpunkte ergaben sich letztlich in Übereinstimmung mit der Wahrscheinlichkeitsbewertung (14, 18) die neuen Nichtverfügbarkeitswerte des Operators in den betrachteten Sequenzen. Hierbei war es besonders der Störfall "Zwischenüberhitzerleck" der eine starke Änderung bei den Nichtverfügbarkeitswerten des Operators erfuhr.

- Störfallablauf beim kleinen Zwischenüberhitzerleck (Kapitel 6.2)
Ereignis 3 (AIPA-Wert: 1×10^{-4} ; Vorschlag: 3×10^{-3})

Bei der hier betrachteten Detektion des Lecks über einen Zeitraum von 24 h gilt, daß nach Edwards und Lee (15) ein stetiger Zusammenhang zwischen MTOR und P_{os} nicht zutreffen muß. Unter bestimmten Umständen, wie sie hier vorliegen könnten, durchläuft die Operatorversagenswahrscheinlichkeit ein Minimum. Verursacht wird dies durch die verschiedensten Faktoren, die bei einer Detektion von Signalen in der Größe des Rauschanteils denkbar sind. Hinzu kommt, daß in dieser Zeit drei Schichtmannschaften am Arbeitsplatz tätig wurden. Bestätigend ist aus der Psychologie bekannt, daß Aufgabenanomalien, wie z.B. unzureichende Rückmeldung aus dem Prozeß, widersprüchliche, unzuverlässige oder schwer erkennbare Informationsangebote eine Art Streßeinfluß darstellen, die einem stetigen Zusammenhang zwischen Zeit und Erfolgswahrscheinlichkeit widersprechen (10). In der AIPA-Studie ist der angegebene Wahrscheinlichkeitswert mit einer sehr großen Unsicherheit behaftet (100), was ebenfalls zeigt, daß die Meinungen diesbezüglich extrem auseinander gingen.

Da ferner keine Angabe zur "MTOR-Zeit" gemacht wurde, lag es nahe, sich für zeitunabhängige Versagenswahrscheinlichkeiten zu entscheiden. Unter Rückgriff auf die WASH-Studie (5) wurde ein Wert von 3×10^{-3} gewählt, da die geschilderte Situation der dort definierten Handlung "Passiver menschlicher Fehler während eines Arbeitsablaufes bei unzureichender bzw. fehlender Anzeige in der Warte" sehr nahe kommt.

- Störfallablauf bei einem mittelgroßen Zwischenüberhitzerleck (Kapitel 6.2)

Ereignis 4 (AIPA-Wert: $1,5 \times 10^{-3}$; Vorschlag: 1×10^{-2})

Beim mittelgroßen Zwischenüberhitzerleck ist "MTOR" mit 24 sec und "Allowed Response Time" mit 2,6 min angegeben. Diesen Zeiten entsprechen

in Anlehnung an J.F. Ablitt in (16) Wahrscheinlichkeitswerte zwischen 10^{-2} ... 10^{-3} . Aus verschiedenen Gründen, wie z.B. in Kapitel 1.3 angesprochen, erschien der konservativ anmutende Wert von 1×10^{-2} als der zutreffende.

- Sonstige Tätigkeiten:

Weitere Operateurhandlungen erfuhren bezüglich ihrer Wahrscheinlichkeitswerte keine, bzw. keine nennenswerten Änderungen. Kommentare hierzu befinden sich im Ergebnisbericht an jeweils zutreffender Stelle.

Mit Hinblick auf die Vollständigkeit möchte ich kurz die AIPA-Ausführungen mit denen der WASH-1400-Studie (5) vergleichen. Es ist erkennbar, daß in den Kapiteln beider Studien zum Operateurverhalten, die Vor- und Nachteile der Teamarbeit, das Verwenden von Handbüchern, sowie mögliche Fehlleistungen des Betriebspersonals nicht ausreichend angesprochen sind. Hierunter sind, auch mit Sicht auf die "Kritische Studie der Union of Concerned Scientists zum Rasmussen-Bericht (17)", mögliche Fehlleistungen in Form von unvollständigen Testprozeduren, Fehlkalibration und nicht fehlerfreie Reparaturen - die alle eine potentielle Common-Mode-Fehlerquelle darstellen können - zu verstehen. Diese Punkte stellen ein wichtiges und nicht zu vernachlässigendes Untersuchungsgebiet dar, so daß abschließend angemerkt sei, daß hier, sowie bei der Betrachtung von gewollten Fehlhandlungen und der Erstellung von Räumungs- und Fluchtplänen noch einige Fragen offen bleiben.

4. Literaturverzeichnis

- / 1/ H. Schenk:
Die Rolle des Menschen im Kernkraftwerk
Deutsches Atomforum, Mainz; Fachtagung 16./17. Januar 1978
- / 2/ A.D. Swain:
Human Reliability Assessment in Nuclear Reactor Plants
Rep. SC-R-69, 1236, 1974
- / 3/ General Atomic Standard Safety Analysis Report (Gassar)
März 1975
- / 4/ D.C. Union u.a.:
Informationssystem mit Multiplex-Datenübertragung in
amerikanischen Kernkraftwerken
Atomwirtschaft Bd. 19, Oktober 1974
- / 5/ "The Reactor Safety Study" USNRC - WASH-1400
10, 1975
- / 6/ Jens Rasmussen:
The Role of the Man-Machine Interface in System Reliability
Rep. SLA-73-5530, 1973
- / 7/ F.P. Lees, B. Sayers:
The Behaviour of Process Operators under Emergency Conditions
in: Intern. Symposium Berchtesgaden, March 1976
Sheridan, Johannsen - IFAT Meckenheim
- / 8/ A.D. Swain, M. E. Guttman :
Human Reliability Analysis applied to Nuclear Power Plants
IEEE Nr. 75, CHO 918-3 RQC, 1975
- / 9/ W. Schumacher, IITB-Karlsruhe:
Fachliche Begutachtung des Kapitels 4.4. "Human Operator
Reliability" der AIPA-HTR-Sicherheitsstudie
Mai 1977
- /10/ M. Huttenlocher, Prof. C. Graf Hoyos, TU-München:
Gutachten zum Operateur-Modell der AIPA-Studie über
die Sicherheit von Hochtemperatur-Reaktoren
Juni 1977
- /11/ R.W. Pack:
Evaluation of Man-Machine Relationship in U.S. Nuclear Power Plants
in: Intern. Symposium Berchtesgaden, March 1976
Sheridan, Johannsen - IFAT Meckenheim
- /12/ E.W. Hagen:
Control and Instrumentation - Human Reliability Analysis
Nuclear Safety, Vol. 17, No. 3, May/June 1976

- /13/ ISF-Notiz 12/77 I
Gespräch mit dem Safety and Reliability Directorate der UKAEA
am 21. Juni 1977
- /14/ Kamarionopulus et al, TU-Berlin:
Ein Beitrag zur Bewertung der in der AIPA-Studie angewandten
statistischen Methoden
1977
- /15/ E. Edwards, F.P. Lee:
Man and Computer in Process Control
Charlesworth & Co Ltd., Huddersfield, 1973
- /16/ J.F. Ablitt:
A Quantitative Approach to the Evaluation of the Safety
Function of Operators on Nuclear Reactors
UKAEA, AHSB (S) R 160
- /17/ Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH:
"Kritische Studie der Union of Concerned Scientist
zum Rasmussen Bericht vorgelegt"
GRS-Kurzinformation; Reihe F, Nr. 1, 1978
- /18/ J. Döhler, K.D. Röthig:
Aspekte der Wahrscheinlichkeitsbewertung in der AIPA-Studie
ISF-Beitrag zur Sicherheitsstudie HTR, KFA Jülich
1977

4. a

GUTACHTEN

ZUM OPERATEUR-MODELL DER AIPA-STUDIE ÜBER DIE
SICHERHEIT VON HOCHTEMPERATUR-REAKTOREN

LEHRSTUHL FÜR PSYCHOLOGIE DER
TECHNISCHEN UNIVERSITÄT MÜNCHEN
M. HUTTENLOCHER, C. GRAF HOYOS

Vorbemerkung

Die General Atomic Company hat eine Accident Initiation and Progression Analysis (AIPA-Studie) für HTGR-1160-Anlagen vorgelegt (GA-A 13617). Diese Studie enthält ein probabilistisches Modell der Operateur-Leistung, zu dem in den folgenden Ausführungen kritisch Stellung genommen werden soll.

1. Einleitung

Das zu beurteilende Modell des Operateur-Verhaltens aus der AIPA-Studie über die Sicherheit von Hochtemperatur-Reaktoren (im folgenden kurz "das Modell" genannt) beansprucht Gültigkeit für Störfälle im Reaktorbetrieb.

Störfälle bedingen eine Sequenz gezielter Aktivitäten für einen Operateur: Während des regulären Routinebetriebs ist eine Normabweichung zu erkennen. Gezielte Informations-Suche ist aufzunehmen, um die Normabweichung zu interpretieren und gegen Anzeigenfehler abzusichern. Hypothesen über Art der Störung und Möglichkeiten zur Beseitigung müssen gefunden werden. Eine Entscheidung für eine Störmöglichkeit und eine Sequenz von beseitigenden Eingriffen ist zu treffen. Ein Eingriff oder eine Eingriffserie ist vorzunehmen und die Effekte sind zu kontrollieren. Entscheidungen bezüglich des Erfolgs bzw. Hypothesen über das weitere Vorgehen sind zu treffen. Eventuell ist weitere Information aufzusuchen. Weiteres Wartenpersonal, Handbücher, Ablaufdiagramme zur Störbeseitigung bei vorgegebenen Fällen sind zu konsultieren. Der Erfolg weiterer Eingriffe ist zu kontrollieren.

Dieser fortwährende Informationsaufnahme- und Verarbeitungsprozeß hält an, bis die Störung lokalisiert und eine korrigierende Maßnahme getroffen ist. Entscheidungen vielfältiger und komplexer Art sind dabei zu treffen bezüglich der Selekt-

tion von Information aus einem immensen Angebot von Informationsquellen, bezüglich der Art der vorliegenden Störung, bezüglich der Abfolge von Eingriffen, bezüglich der Wirkung der getroffenen Maßnahmen, schließlich bezüglich des Erfolgs der Aktion. Diese Entscheidungen spielen sich ab auf einem hohen Kenntnis- und Wissensstand über die Anlage, d.h. in hohem Maße ist auf gelernte Information, auf erworbene Strategien, bewährte Verfahrensweisen zurückzugreifen. Insgesamt kann man von einer hochgradigen Auslastung der geistigen Kapazität eines Operators bei der Bewältigung eines Störfalls ausgehen.

Das Modell setzt damit an, jedem Störfall könne in obiger Weise erfolgreich begegnet werden, wenn nur genügend Zeit für störungsbeseitigende Maßnahmen gegeben sei. Es wird (implizit) die Frage nach der Zeitspanne gestellt, innerhalb der die getroffenen Maßnahmen bei einem gegebenen Störfall in mehr als 99% der vorkommenden Fälle (bei den beiden in TABLE A4-1 enthaltenen Fällen in 99,9%, entsprechend "Probability" = $1 - P_g = 0.001$) zum Erfolg führen. Diese Frage läßt sich statistisch beantworten und zu diesem Zweck wird in der AIPA-Studie ein probabilistisches Modell entwickelt. Dieses Modell ist ein Auswerteverfahren für empirische Daten. Ausgehend von der Verteilung zu beobachtender Problemlösungs-Zeitdaten (wir bezeichnen im folgenden die Zeitspanne vom Auftreten einer Störung bis zu einem störungsbeseitigenden Eingriff als Problemlösungs-Zeit oder Lösungszeit) wird die Zeitgrenze kalkuliert, in der mit der gewünschten relativen Häufigkeit der Fälle (d.h. mit der gewünschten Genauigkeit) der richtige Eingriff erfolgt ist.

Dazu bedient sich das Modell zweier Mechanismen, die wir im folgenden getrennt behandeln wollen (Punkt 4 und 5). Zuvor soll jedoch auf die zu vermutende Varianz der Problemlösungs-Zeiten (Punkt 2) und auf die Erhebung von Schätzdaten (Punkt 3) eingegangen werden, um damit dem "Rechengang" beim Umgang mit dem Modell zu folgen. Schließlich (Punkt 7) wollen wir auf Streß-Effekte zu sprechen kommen, die für die Operator-Leistung von Bedeutung sein können.

2. Die Varianz von Problemlösungs-Zeiten

Die Vielfalt von Möglichkeiten, in einem gegebenen Störfall schließlich zu einer korrekten Maßnahme zu kommen, wie sie in der Einleitung angedeutet wurde, legt eine große Varianz der zu beobachtenden Problemlösungs-Zeiten nahe: Durch Zufall ("mit Glück") könnte sehr schnell nach Gewährwerden einer Störung die angemessene Lösungsstrategie gefunden werden; in anderen Fällen wird ein Operateur erst nach einer Anzahl von zeitaufwendigen Umwegen zur richtigen Maßnahme vordringen. Störanzeigen lassen evtl. nicht von vornherein den wahren Fehler erkennen. So kann eine Anzeige zunächst in eine bestimmte, jedoch falsche Richtung weisen und es wird entsprechend lange dauern, den Störfall zu perzipieren. Andere Störmeldungen werden sich auf Anhieb richtig interpretieren lassen. Demnach ist mit einem hohen Anteil an Zufallsvarianz bei der Verteilung der Lösungszeiten zu rechnen.

Zudem ist man (wie bei einem Wahlreaktions-Experiment) mit zwei Quellen von Varianz konfrontiert: (a) mit der Varianz, die aus unterschiedlichen Fähigkeiten der Operateure zum Bewältigen eines gegebenen Störfalls stammt; (b) mit der Varianz, die sich aus Schwankungen der Leistungsfähigkeit bei denselben Operateuren über die Zeit ergibt.

Zu (a): Die Varianz zwischen den Operateuren (interindividuelle Varianz) kann ihre Ursache in unterschiedlichen, aber zeitkonstanten Leistungsvoraussetzungen der Operateure haben, z.B. bei sensorischen (etwa Sehschärfe), perzeptiven (z.B. Auffassungsgeschwindigkeit, räumliches Vorstellungsvermögen), psychomotorischen (Reaktionsgeschwindigkeit, "Kanalkapazität") oder höheren mentalen Funktionen (Entscheidungsgeschwindigkeit, Speicherkapazität) (s. HOYOS, 1974, Kap. 7). Überdies können sich Unterschiede im Ausbildungsstand und im Trainingsniveau auf die Zwischen-Operateur-Varianz niederschlagen.

Zu (b): Eine Varianz der Lösungszeiten innerhalb des Operators (intraindividuelle Varianz) geht auf zeitvariable Leistungsvoraussetzungen zurück. Zu verschiedenen Zeitpunkten wird ein Operator bei der gleichen Aufgabe zu unterschiedlichen Lösungszeiten kommen, bedingt durch den Grad an Ermüdung, Aktivierung und Motiviertheit, der einer Variation über der Zeit unterliegt (s. HOYOS, 1974, Kap. 8), bedingt auch durch Schwankungen im Biorhythmus (s. z.B. HILDEBRANDT, 1976). Operator-Zuverlässigkeitsstudien müssen die gesamte Varianz berücksichtigen, die sich aus den einzelnen Komponenten ergibt. Wie zu zeigen sein wird, genügt das zu besprechende Modell dieser Anforderung nicht.

3. Erhebung der Schätzdaten

Das Modell wird auf Schätzdaten angewandt, die Experten zu den Störsituationen "Operator dumps RSS when normal trip fails" und "Operator tries manual trip when automatic trip apparently fails" abgegeben wurden (Fig. 4-11). Vier Experten, die offenbar in hohem Maße vertraut mit den zu beurteilenden Situationen waren, sollten den Zeitbedarf des durchschnittlichen Operators in diesen Störfällen schätzen.

Die Bedeutung, die diesen Daten zukommt, bleibt unklar (s. auch Comment B-5). Handelt es sich tatsächlich um "den durchschnittlichen Operator" und bringen die Daten demnach dessen Varianz bei Eingriffen der gleichen Art zum Ausdruck, so bleibt die Frage nach der Varianz offen, die zwischen Operateuren mit unterschiedlichen Fähigkeiten besteht. Erst aus der Summe dieser Teilvarianzen (angenommen die Varianzen innerhalb der Operateure seien von gleicher Größe) ergibt sich ein Eindruck von der möglichen Gesamtvarianz der Zeiten bei der gegebenen Art von Störung. Es muß also eine gravierende Unterschätzung der Gesamtvarianz vermutet werden. Die fraglichen Schätzwerte könnten auch so verstanden werden: Die Experten haben unterschiedliche Operateure im Auge und haben eine Durchschnittszeit für den jeweils vorgestellten Operator geschätzt. Dann gilt umgekehrt: Die Gesamtvarianz, die zum Ausdruck kommt, ist

um die Varianz innerhalb der Operateure zu klein. Wieder repräsentiert die Verteilung der Schätzwerte nur einen Teil der anzunehmenden Gesamtvarianz.

Schließlich kann man sich vorstellen, die Werte stellten Schätzungen über unterschiedliche Operateure dar, die teilweise besonders günstig, zum anderen Teil besonders ungünstig ausgefallen sind. Nur für den Fall kommt in den Werten eine Art Gesamtvarianz zum Ausdruck. Allerdings fällt diese zu groß aus, wenn die beiden Extreme etwa einen besonders guten Operateur in besonders guter Verfassung (bzw. mit besonders viel "Glück") und einen besonders schlechten Operateur in schlechter Verfassung darstellen sollten. Die Varianz fiel demgegenüber zu gering aus, wenn die Extreme zum Mittelwert hin geschätzt worden wären. Jedenfalls sind diese Schätzwerte nur ein ungenügendes Datenmaterial für das Modell. Zumindest sollten Schätzungen über unterschiedliche Operateure zu jeweils mehreren Gelegenheiten (gute - mittlere - schlechte Verfassung) vorliegen, um damit die genannten Varianzquellen abzudecken. Zuverlässiges Material wird man jedoch erst aus empirischen Untersuchungen mit Simulations- und Trainings-Experimenten gewinnen können.

Ein Umstand wird aus den Schätzdaten deutlich: Die beträchtliche Varianz der Lösungszeiten, mit der man rechnen muß, und die eine Zuverlässigkeitsschätzung schwierig macht.

Wie das Modell von der vorliegenden Varianz der Daten Gebrauch macht, soll nun gezeigt werden.

4. Bestimmung von Konfidenzgrenzen

Als erstem "Mechanismus" bedient sich das Modell der Methode der Bestimmung von 5%- und 95%-Konfidenzgrenzen, wie sie in der Qualitätskontroll- und Instandhaltungs-Kontroll-Statistik üblich ist (BLANCHARD & LOWERY, 1969, Ref. 4-19).

Aus Mittelwert und Standardabweichung (Gleichung 4-66; hier ist jedoch irrtümlich der Ausdruck für die Varianz angegeben)

einer gegebenen Lösungszeit-Verteilung werden die Werte für das 5. und 95. Perzentil bestimmt (Gleichungen 4-57 und 4-68).

Die Aussage, die in Bezug auf die 95%-Konfidenzgrenze getroffen werden kann, ist unterschiedlich, je nach der Qualität der Schätzdaten: Repräsentieren diese die Verteilung zwischen den Operateuren, so kann man folgern, daß 5% der Operateure mit ihren durchschnittlichen Lösungszeiten über diesem Wert liegen werden. Ein Operateur, dessen durchschnittliche Lösungszeit gerade dem 95. Perzentil entspricht, wird mit der Hälfte seiner Reaktionen (gemäß der intraindividuellen Verteilung seiner Zeiten) über diesem Wert liegen.

Repräsentieren die Schätzwerte die Verteilung aller Lösungszeiten (mit intra- und interindividuellen Varianzen), so werden 95% der Fälle (auf die es bei der Sicherheitsbetrachtung allein ankommt) unter der 95%-Grenze liegen. In 5% der Fälle würde also eine Vorgabezeit gleich dem 95%-Wert nicht für einen korrigierenden Eingriff ausreichen. Nehmen wir jetzt diesen zweiten (für das Modell günstigen) Fall an. Es geht nun darum, einen Wert zu bestimmen, unter dem 99.9% der möglichen Reaktionszeiten zu liegen kommen, gemäß der zu tolerierenden Fehlerwahrscheinlichkeit ($1-P_g = 0.001$, s. TABLE A4-1). Dieses Ziel könnte einfach dadurch erreicht werden, daß man eine 99.9% Konfidenzgrenze bestimmt. In Gleichung 4-67 ist dann statt der Konstanten 1.645 der Wert 3.0905 einzusetzen, wie er sich aus der Normalverteilungs-Funktion ergibt. Dies könnte die Lösung der unter (1) gestellten Frage nach der Zeitspanne sein, innerhalb der 99.9% der Störfälle richtig erledigt werden.

Die Autoren der AIPA-Studie umgehen jedoch diese Lösung. Der Grund dafür könnte aus folgender Kalkulation erhellen:

Gegeben sei der Datensatz der Expertenschätzung zu "Operator dumps RSS when normal trip fails" (Fig. 4-11). Tab. 1 zeigt Mittelwerte (MTOR) und Konfidenzgrenzen der gegebenen Daten, wie sie nach einer nicht weiter erläuterten "graphischen Methode" bestimmt und in Fig. 4-11, sowie in Tab. A4-1 mitgeteilt werden. Berechnet man nach dem angegebenen Verfahren die Konfi-

	MTOR	MTOR 5%	MTOR 95 %	obere Grenze für Allowed Response Time	MTOR 99.9%
graphische Lösung nach Fig. 4-11	25.7	4.4	87		
Lösung nach Tab. A4-1	25.7	4.3	85	590.0 (=9.83 min)	
berechnete Lösung nach Modell	25.74	1.16	569.44	3931.55 = 65.63 min	8588,55 = 143,14 min

Tab. 1: Lösungszeiten in sec.

denzgrenzen, so zeigen sich gravierende Unterschiede für MTOR 5% und MTOR 95% gegenüber der graphischen Lösung. Offenbar ist die graphische Lösung angewandt worden, um die horrenden Varianz (bzw. Standardabweichung) der Daten herunterzuschätzen. Führt man mit der im nächsten Abschnitt (5) zu besprechenden Methode der Datenbehandlung fort, so erhält man aus der graphischen Lösung 590 sec. als nötige Vorgabezeit, unterhalb der 99,9% der Fälle zu liegen kommen. Dem steht der Wert 3931 sec. gegenüber, der sich aus der korrekten Anwendung der mitgeteilten Formeln ergibt. Würde man stattdessen eine 99.9% Konfidenzgrenze bestimmen, so erhielte man 8588 sec.

Die beiden letzten Werte liegen in einer Größenordnung, die man offenbar nicht zu akzeptieren bereit ist. Deshalb werden u.E. uneinsichtige graphische Schätzungen der Konfidenzgrenzen deren rechnerischen Bestimmung vorgezogen (s. oben), deshalb wird offenbar auch der im folgenden zu besprechende zweite Modellmechanismus angesetzt, der die gefundene Varianz der Daten nicht weiter berücksichtigt (Abschn. 5).

Ein Punkt bleibt an dieser Stelle zu erörtern: Für die Problemlösungszeiten (wie auch für obige Berechnungen) wurde log-Normalverteilung angenommen. Dagegen ist nichts einzuwenden, solange keine Anhaltspunkte für die "wahre" Verteilung aus empirischen Daten existieren. Zeitmaße weisen in der Regel links-schiefe

Verteilungen (positive Schiefe) auf, deren Median häufig nahe dem arithmetischen Mittelwert der logarithmierten Reaktionszeiten liegt. Dies zeigt sich bei intra- wie bei interindividuellen Verteilungen. Dieser Effekt kann als "ceiling" aufgefaßt werden ("Anstoßen" der Verteilung an ein nicht unterschreitbares Minimum).

5. Speed Versus Accuracy Tradeoff

Man kann ansetzen, ein Teil der in einem Experiment zu beobachtenden Varianz der Problemlösungs-Zeiten käme zustande durch eine Variation der "Genauigkeitseinstellung" (Risikoeinstellung) eines Operateurs während des Versuchsablaufs oder von Versuch zu Versuch. Dies ist gleichbedeutend mit der Fähigkeit des "speed versus accuracy tradeoff", der Möglichkeit, zeitweise kürzere Problemlösungs-Zeiten unter Inkaufnahme einer erhöhten Fehler-rate bzw. eine erhöhte Genauigkeit unter Inkaufnahme verlängerter Lösungszeiten zu erreichen.

Viele experimentelle Befunde sprechen für diese Möglichkeit (z.B. HICK, 1952; FITTS, 1966; LAMING, 1968; s. auch Sammelreferat WICKELGREN, 1977). Hierbei sind log-Beziehungen durchschnittlicher Lösungszeiten zu Genauigkeitsmaßen die Regel. Allerdings besteht eine reiche Vielfalt an solchen Maßen (u.a. Transinformation, Zahl richtiger/Zahl falscher Reaktionen, d' aus der Signaldetektionstheorie). Es ist also im umgekehrten Zugriff sinnvoll, für die Beziehung zwischen Genauigkeit und Lösungszeit eine Exponential-Funktion anzusetzen, wie es im Modell geschieht. Von dieser Möglichkeit wird jedoch im Modell u.E. auf ungerechtfertigte Weise Gebrauch gemacht: Wurde zuvor (Abschn. 4) im Modell eine Beziehung zwischen Genauigkeit (Wahrscheinlichkeit einer richtigen Lösung) und Lösungszeit über die Normalverteilungs-Funktion hergestellt, also in Abhängigkeit von der Standardabweichung (die Normalverteilungsfunktion benutzt ja die Standardabweichung als Einheit), so wird im zweiten Modellmechanismus diese Beziehung nun zugunsten der e-Funktion aufgegeben. Dies hat für die Modellkon-

strukturen den Vorteil, daß sie sich nicht mehr um die auftretende große Varianz zu kümmern brauchen, sondern sich auf eine Art Varianzschätzung allein aus den Mittelwerten zurückziehen können (als Einheit dient ja jetzt MTOR, also der Mittelwert aus beobachteten Lösungszeitdaten). Beide Funktionen gehen asymptotisch gegen Wahrscheinlichkeit 1, nur steigt die e-Funktion bei großer Standardabweichung steiler an als die Normalverteilungs-Funktion. Das bedeutet, man kommt über die e-Funktion schneller zu hohen Genauigkeitswerten als über die Normalverteilungs-Funktion, eine Zeitvorgabe kann also kürzer angesetzt werden.

Der Rechengang zu diesem Modellschritt gestaltet sich folgendermaßen: Gegeben sei der durchschnittliche Operateur aus dem Datensatz "RRS" in Fig. 4-11. Seine durchschnittliche Lösungszeit wird $MTOR = 25.7$ sec. betragen. Zur Zeit $t = MTOR$ wird er nach Gleichung (4-64) in 63% der Fälle bei der gegebenen Störung zu einem erfolgreichen Eingriff gelangen, in 37% der Fälle bis zu dieser Zeitgrenze zu keiner bzw. zu keiner richtigen Entscheidung kommen. Um, wie in Abschn. 4, eine Schätzung der Zeit vornehmen zu können, innerhalb der er in 99.9% der Fälle erfolgreich sein wird, muß die Standardabweichung seiner Lösungszeiten bekannt sein. Über die e-Funktion erhält man eine Ersatzlösung: Gleichung (4-64) läßt sich umformen zu

$$t = - MTOR \ln [1 - P_{OS}(t)] .$$

$P_{OS}(t)$ gleich der erwünschten Genauigkeit P_S (gleich 1 - "Probability" in TABLE A4-1, = 0.001) gesetzt, ergibt $t = 177.53$ sec. Dies ist der Wert unter "Median" in TABLE A4-1 (180.0).

Unterstellte man diesem Durchschnittsoperator eine intraindividuelle Varianz seiner Lösungszeiten gleich der Varianz der Daten zu "RRS" (Fig. 4-11) und bestimmte man eine 99.9% Konfidenzgrenze nach

$$MTOR_{99.9} = \text{antilog} (\log MTOR + 3.0905 \text{ Sigma}_{\log x})$$

entsprechend Gleichung (4-67), so erhielte man

$$MTOR_{99.9\%} = \underline{8575 \text{ sec.}}$$

Diese Gegenüberstellung mag den Grad an Unterschätzung andeuten, zu dem das gewählte Verfahren führen kann.

Ähnliches kann man für einen Operateur zeigen, von dem man annimmt, er liege mit seiner Durchschnittsleistung an der 95%-Konfidenzgrenze. Angenommen, dessen MTOR sei 85 sec (TABLE A4-1). Unter der obigen Genauigkeitsanforderung ($P_g = 1-0.001$) bestimmt sich $t = 587.16$ sec. (590.0 sec. in TABLE A4-1). $MTOR_{99.9}$ wäre für ihn 28361 sec., wenn man von der gleichen Varianz wie beim 50%-Operateur ausgeht.

Wesentlich günstiger nehmen sich die über die e-Funktion erhaltenen Schätzungen der nötigen Vorgabezeiten aus, wenn man sie $MTOR_{99.9\%}$ -Grenzen auf der Basis der vergleichsweise geringen Varianz gegenüberstellt, wie sie offenbar zur graphischen Bestimmung der Konfidenzgrenzen in Fig. 4-11 angenommen wurden. Für einen Durchschnittsoperateur erhält man dann $MTOR_{99.9\%} = 243,17$ gegenüber $t = 177.53$ über die e-Funktion; für einen 95%-Operateur 804,17 gegenüber 587,16 sec.

Aber auch in diesem Beispiel führt die Anwendung der e-Funktion zur Unterschätzung der für eine gegebene Genauigkeit nötigen Vorgabezeit.

Die Anwendung der "Speed Versus Accuracy"-Beziehung ist u.E. allein zur Handhabung von durchschnittlichen Lösungszeiten geeignet. Aus ihr eine Varianzschätzung abzuleiten, die sich an den gegebenen Durchschnittszeiten orientiert, ist ungerechtfertigt und führt in der Regel - für die vergleichsweise große Beträge an "wahrer" Varianz angesetzt werden müssen - zu gravierenden Unterschätzungen des Zeitbedarfs bei einer gegebenen Genauigkeit.

Ein letzter Punkt der Kritik am "Mechanismus" des Modells ist schließlich anzuführen: Durch die Bestimmung der 95%-Konfidenzgrenze im ersten Modellschritt und der "Hochschätzung" dieser Grenze, um der Innerhalb-Operateur-Varianz zu begegnen, bleiben die 5% der Operateure bzw. die 5% der Fälle unberücksichtigt, für die ein besonders hoher Zeitbedarf bis zum Erreichen einer gewünschten Genauigkeit anzusetzen wäre. Diese 5% der Fälle beeinträchtigen die Genauigkeitsaussagen, die das Modell zulässt.

Auch in diesem Verfahren kann ein Versuch gesehen werden, die Lösungszeit-Varianz zu negieren anstatt ihr Rechnung zu tragen.

6. Zusammenfassende Kritik am "Mechanismus" des Modells

Das zu beurteilende Operator-Modell verfehlt in mehrfacher Hinsicht das Ziel, Aussagen über die Zeit zu gewinnen, innerhalb der bei einem gegebenen Störfall mit hoher Wahrscheinlichkeit eine störungsbeseitigende Maßnahme ergriffen werden kann.

Eine solche Zeitschätzung läßt sich vornehmen, wenn die Verteilungs-Funktion der einschlägigen Lösungszeiten bekannt ist.

Die Bestimmung einer $k\%$ -Konfidenzgrenze aus der gegebenen Verteilung ist eine statistische Lösung des Problems, wenn k die gewünschte Genauigkeit repräsentiert (z.B. 99.9% der Fälle bzw. Fehlerwahrscheinlichkeit = 0.001).

Dabei ist aus verschiedenen Gründen damit zu rechnen, daß anfallende Lösungszeiten zu einem gegebenen Fall beträchtliche Varianz aufweisen werden, die Verteilungsfunktion also sehr flach verlaufen wird. Entsprechend wird die gesuchte Zeitgrenze in einen Bereich fallen, der nicht akzeptabel erscheinen mag.

Das Modell kann eher als Verfahren aufgefaßt werden, dieser großen Varianz zu begegnen und sie sukzessive zu beschneiden, als ein Ansatz, der der Varianz adäquat Rechnung trägt.

Ausgehend von Expertenschätzungen zu bestimmten Störfällen, die in der Tat beträchtliche Varianz aufweisen, deren Zustandekommen jedoch im Dunkeln bleibt, werden 5% und 95%-Konfidenzgrenzen bestimmt. Warum an dieser Stelle nicht gleich das 99.9 Perzentil angesetzt wird, dürfte aus der Inpraktikabilität der daraus sich ergebenden Werte hervorgehen (s. Tab. 1). Auch zur Bestimmung der Konfidenzgrenzen wird nicht strikt nach dem Modell verfahren, sondern nach einem uneinsichtigen "graphischen" Verfahren. Damit kann man einen großen Teil der Varianz der Schätzdaten vernachlässigen.

Mit dem Rest vermeidet man erneut die Bestimmung der 99.9%-Grenze, zieht sich vielmehr auf die 95%-Grenze zurück und kappt damit die Verteilung nach den Extremen hin. Damit werden 5% "Ausschuß" hingenommen. An dieser Stelle wird nun die Verteilungsfunktion für die Beziehung zwischen Genauigkeit und Lösungszeit (Einheit "Standardabweichung") aufgegeben und an deren Stelle die Exponential-Funktion angesetzt (Einheit MTOR; Mittlere Lösungszeit). Damit kann man sich für die Berechnung der geforderten Zeitgrenzen auf die Mittelwerte stützen ($MTOR$, $MTOR_{5\%}$ und $MTOR_{95\%}$) und braucht keine zusätzliche Varianz in Kauf nehmen (z.B. Varianz "innerhalb" der Operateure). Dieses Verfahren führt zur Unterschätzung des Zeitbedarfs, verglichen mit der Verteilungsfunktion, wenn große Varianz vorliegt.

Somit läßt sich folgern, daß die als Allowed Response Time (TABLE A4-1) mitgeteilten Zeitschätzungen u.U. weit zu niedrig angesetzt sind und die gestellten Genauigkeitsanforderungen verfahren.

7. Streß bei Operator-Tätigkeiten

In der vorangehenden Beschreibung und Kritik des Operator-Modells wurde auf ein Phänomen nicht eingegangen, das ausschlaggebende Bedeutung für die Leistung in Störfallsituationen haben kann: Streß. Auftretendem Streß wird vom Modell dadurch Rechnung getragen, daß Lösungszeiten bzw. deren Schätzungen um 10% erhöht werden. Als Auslöser für Streß werden persönliche und familiäre Probleme eines Operators, also zeitvariable Bedingungen, und Furcht vor Konsequenzen bei Reaktorstörungen - eher persönlichkeits-immanente Bedingungen - genannt. Diese Berücksichtigung von Streß wird dem Problem u.E. nur unzulänglich gerecht.

Wir wollen im folgenden von einem deskriptiven Modell der kognitiven Aktivität bei Operator-Tätigkeiten ausgehen (7.1), Vorstellungen entwickeln über die Verursachung von Streß (7.2), die Verarbeitung und Bewältigung von Streßzuständen (7.3) und die Folgen, mit denen bei unzulänglicher Streßbewältigung zu rechnen ist (7.4). Daran schließt eine Beurteilung des AIPA-Operator-Modells an (7.5).

7.1 Kognitive Aktivität bei Operator-Tätigkeiten

Wir wollen zunächst ein Bild von der kognitiven Aktivität skizzieren, wie man sie sich (nach dem aktuellen Kenntnisstand) bei einem Operator in einer Warten-Situation vorstellen kann. Dazu bedienen wir uns eines deskriptiven Modells, das SCHÖNPFUG (1976) "zum Problem des belastenden und belasteten Verhaltens" vorgelegt hat. In dieses Modell fließen Gesichtspunkte von HACKER (1973), HAMILTON (1975), KAHNEMAN (1973) und TEICHNER (1968) ein.

Als "Glieder der Aktivitätskette" betrachtet SCHÖNPFUG (s. Abb.1) Informationsquellen in der Umwelt und in einer handelnden Person, Instanzen der Modellbildung (sensorische und zentralnervöse Informationsverarbeitung), und der Aufgabenbildung (Ziel- und

Strategienbildung) sowie die Ausgangsaktivität.

Eine Person (Operateur) wird dargestellt durch ihren Körper und durch einen Speicher. Dieser Langzeitspeicher enthält die durch Ausbildung, Training und Erfahrung erworbenen "Daten" und "Programme", die zur Überwachung und Bedienung einer Anlage gebraucht werden. "Von großer Bedeutung scheint er jedoch auch für die Aufgabenbildung (s.u.) zu sein. Alternativkonzepte, Strategien, Bewertungen, Antizipationen von Erfolg und Mißerfolg, Nutzen und Ertrag werden ja wohl nicht vollständig und vollzählig in einem aktuellen Prozeß neu entwickelt, sondern beruhen wohl oft und in erheblichem Umfang auf gespeicherter Information" (SCHÖNPFLUG, S. 2).

Ein Mechanismus der "zentralnervösen Verarbeitung" (wir bevorzugen im folgenden dafür den Begriff "Arbeitsspeicher") steht mit dem Langzeitspeicher einerseits (kurzfristiger Abruf von Information), andererseits mit sensorischen Verarbeitungsmechanismen (Zugang zu aktueller Information aus der Umwelt) in engem Kontakt. Diesem Arbeitsspeicher fallen vielfältige Aufgaben zu, die sich für den Normalfall der Operateurtätigkeit unter dem Begriff der Modellbildung zusammenfassen lassen. Mit Modellbildung ist gemeint, daß zu jedem Zeitpunkt eine Abbildung von Zuständen und Vorgängen in der Umwelt gemäß der ankommenden Information und deren Interpretation auf der Grundlage gespeicherter Daten erstellt wird: Die Umwelt (einschließlich dem jeweiligen Körperzustand) erfährt eine zentralnervöse Repräsentanz; der Ist-Zustand der Welt wird laufend ermittelt.

Dieser fortwährende Vorgang der Modellbildung wird "müheles" (mit geringem Aufwand) ablaufen, solange nur geringfügige Veränderungen (ggf. antizipatorischer Art) in der Umwelt vor sich gehen. Dem Arbeitsspeicher kommt dann im Wesentlichen eine Monitor- (Überwachungs-) Funktion zu. Der Vorgang wird sich auf einem niederen Aktivierungsniveau (Arousal; s. dazu z.B. BROADBENT, 1971) abspielen und nur zu einer geringen Auslastung der verfügbaren Speicherkapazität führen: Es bleibt Raum für nicht aufgabenspezifische Aktivitäten ("Tagträume", Kommunikation mit Wartenpersonal, schriftliche Arbeiten).

Die Anforderungen an den Arbeitsspeicher ändern sich, wenn eine vom Normalfall abweichende Situation eintritt. Mit dem Gewährwerden einer Normabweichung (Ankündigung einer Störung) wird die Monitortätigkeit abgelöst durch eine Kette von kognitiven Aktivitäten, die sich in folgende Elemente zerlegen läßt:

- a) Modellbildung: Ein neues Modell vom Ist-Zustand der Anlage ist zu erstellen. Art, Ort und Umfang der Störung sind zu ermitteln. Komplexe Wahrnehmungsleistungen werden unter Zeitdruck notwendig: Eingehende (u.U. gezielt aufgesuchte) Information ist nach Maßgabe von aus dem Langzeitspeicher abgerufenen Programmen zu interpretieren, zu selektieren und zu einem stimmigen "Bild" zu integrieren.
- b) Zielbildung: Handlungsziele gegenüber dem erkannten Störfall sind zu entwickeln bzw. aus dem Langzeitspeicher abzurufen. Die Entscheidung für ein praktikables Modell vom Soll-Zustand der Anlage muß getroffen werden (z.B. Wiederherstellen der Normalbedingungen; Aussteuern von Systemkomponenten; Umstellen auf manuellen Betrieb, usw.). Entscheidungen über "Nahziele" sind zu treffen (z.B. Aufsuchen weiterer Information; Überdenken der Situation; Zurateziehen anderer Operateure; Delegation von Teilaufgaben; Nachschlagen in Handbüchern).
- c) Strategienbildung: Handlungsentwürfe sind zu bilden bzw. aufzusuchen (Langzeitspeicher), mit denen der Diskrepanz zwischen Ist-Zustand (Modellbildung) und Soll-Zustand (s. Zielbildung) begegnet werden kann. Die Effekte bzw. der Nutzen möglicher Strategien sind zu antizipieren und zu bewerten, Handlungsabfolgen zu konkretisieren.
- d) Ausführung: Die Handlungsstrategie, für die eine Entscheidung zustandegekommen ist, muß realisiert werden. Eingriffe sind zu kontrollieren, Absprachen mit anderen Operateuren zu treffen. Dabei wird es nun wesentlich darum gehen, Rückmeldung über den Effekt getroffener Maßnahmen zu erhalten. Es setzt also eine neue Modellbildung unter der Erwartung ein, der

Ist-Zustand der Anlage nähert sich dem festgelegten (Zielbildung) Soll-Zustand mehr oder weniger schnell an.

Wird diese Erwartung erfüllt, führen also die getroffenen Maßnahmen zum Erfolg, so kann der Arbeitsspeicher entlastet werden und schließlich zur gewohnten Monitortätigkeit zurückkehren.

Tritt der gewünschte Effekt nicht ein, so ist erneute Aktivität auf den einzelnen Stufen der Aktivitätskette erforderlich, diesmal unter dem Eindruck von Mißerfolg.

Insgesamt werden diese Aktivitäten zu einem hohen Aktivierungsniveau führen und die verfügbare Speicherkapazität weitgehend beanspruchen; u.U. wird ein Zustand eintreten, bei dem die verfügbare Kapazität nicht ausreicht. Für diesen Fall hat der Organismus Vorkehrungen gegenüber sich selbst und/oder bezüglich der einströmenden Umweltinformation einzuleiten (s. 7.3).

7.2 Ursachen von Streß

Der Begriff Streß ist als Sammelbegriff für verschiedenartige Vorgänge und Zustände in einem Organismus anzusehen, in dem sich Gesichtspunkte der Verursachung der Streßverarbeitung und Streßwirkung durchmischen. Diesem Komplex wird man wohl am ehesten gerecht, wenn man diese einzelnen Aspekte für sich betrachtet (vgl. LAZARUS, 1966; HOYOS, 1974). SCHÖNPFLUG (1976, S. 3) bringt den Begriff auf eine allgemeine Formel, indem er Streß vorläufig bezeichnet "als einen Zustand, in welchem eine Person ihre Not mit sich selbst hat". Unter welchen Bedingungen tritt dieser Zustand ein? McGRATH (1970, S. 17): "... wenn ein substantielles Ungleichgewicht (imbalance) zwischen Umwelтанforderungen und Handlungs- (reponse-) Fähigkeit des betroffenen Organismus besteht."

Damit wird Streß zurückgeführt auf aktuelle Umwelt-Person-Beziehungen, die ein Optimum aufweisen (WELFORD, 1973), wenn die aktuellen Anforderungen dem aktuellen Leistungsvermögen entsprechen (Kongruenz), und bei denen die Größe der Abweichung von diesem Optimum (Inkongruenz) für den Grad an Streß verantwortlich ist. Hiernach variiert Streß nicht nur mit den Umgebungsbedingungen

(Stressoren), aus denen sich Anforderungen (bezüglich bestimmter Zielvorstellungen und Handlungsweisen) ergeben, sondern auch mit Fähigkeiten, Trainingsniveau und körperlicher Verfassung von Individuen, die deren augenblickliches Leistungsvermögen bestimmen (WELFORD, 1973).

Als externe (in der Umwelt lokalisierte) Stressoren werden z.B. Lärm, Hitze, Vibration, Beschleunigung beschrieben (s. BERKHOUT, 1970). Sie sind nicht aufgabenspezifisch und ihre Wirkung besteht teils in physischer Beanspruchung, teils in psychischer Beeinträchtigung (Erschwerung kognitiver Tätigkeit z.B. durch Lärm). Diese Umgebungsstressoren dürften für Operateur-Tätigkeiten von untergeordneter Bedeutung sein.

Mehr Gewicht wird hier "psychologischen Streßfaktoren" zukommen (BERKHOUT: Monotonie, Störungen der Tagesrhythmik, unmittelbare Gefahr, "Aufgabenanomalien"), von denen wir die Aufgabenanomalien (s. auch HOYOS, 1974) besonders hervorheben wollen.

Aufgabenanomalien sind situative Bedingungen, die die mentale Kapazität eines Operateurs unangemessen beanspruchen. In der experimentellen Streßforschung werden u.a. folgende Aufgabenanomalien als kontrollierte Stressoren verwendet: Zufügen von Schmerz; verzerrter Feedback; Äußerungen von Mißfallen und Ärger; irreführende und widersprüchliche Instruktionen für zu erledigende Aufgaben. Ähnliche Stressoren finden sich in Praxis-situationen z.B. in Form verzögerter oder unzureichender Leistungsrückmeldung; widersprüchlicher unzuverlässiger oder schwer erkennbarer und unterscheidbarer Informationsdarstellungen; zu umfangreicher Informationsangebote; unklarer und unvollständiger Bedienungsanweisungen u.a.m.

Hierher gehören offenbar auch die unter dem Begriff der "Kompatibilität" (s. MURRELL, 1965; HOYOS, 1974b) gefaßten Unzulänglichkeiten der Informationsdarstellung (Reiz-Reiz-Kompatibilität) oder der Beziehungen von Anzeigen zu Bedienelementen (Reiz-Reaktions-Kompatibilität). Die Vielfalt denkbarer Aufgabenanomalien läßt sich nach einem Ansatz von HACKMAN (1970) nach drei Aufgabentypen systematisieren. Aufgaben lassen sich einteilen nach:

- 1) Zeitverlauf: Besonders hohe oder niedere Anforderungen bezüglich der Geschwindigkeit erforderlicher Informationsverarbeitung können Stress bedingen;
- 2) Komplexität/Interpretierbarkeit: Besonders hoher oder geringerer Grad an Komplexität oder Unklarheit (Mehrdeutigkeit) einer Aufgabenstellung kann zu Stress führen;
- 3) Bedrohung oder Strafe: Die eine oder andere Art physischer oder psychischer Strapaze, die eine Aufgabenerledigung mit sich bringt, kann Stress induzieren.

Im Hinblick auf das deskriptive Operateur-Modell des vorangehenden Abschnitts (7.1) wird man sehr leicht Aufgabenanomalien finden, die Stress mit sich bringen können: Die Modellbildung wird im Störfall durch überreiche (Zeitverlauf), unzureichende oder widersprüchliche Information (Komplexität) erschwert sein. Ein Eindruck von Bedrohung kann eintreten, sobald man sich für den Augenblick nicht in der Lage sieht, die gegebene Information zu einem Situationsmodell zu integrieren und Konsequenzen daraus befürchtet.

Stress bei der Zielbildung wird eintreten, wenn Entscheidungen zugunsten einer Handlungsalternative nicht einfach getroffen werden können, z.B. wegen Widersprüchen im Modellbildungsprozeß oder Schwierigkeiten beim Abruf von Speicherinformation in den Arbeitsspeicher, der noch anderweitig belegt ist (Zeit- und Komplexitätsproblem). Bedrohung wird wieder eintreten, wenn Konsequenzen der augenblicklichen Unzulänglichkeit bedacht werden. In der Phase der Strategienbildung wird Stress entstehen, wenn nicht schnell Maßnahmen aufgefunden werden können, die Erfolg bei der Beseitigung der bestehenden Ist-Soll-Diskrepanz versprechen. Dabei wird wieder ein Zeit- und ein Komplexitätsfaktor eine Rolle spielen und Bedrohung empfunden werden, sobald ein Mißerfolg vorhergesehen wird. Schließlich wird die Ausführung von Maßnahmen Stress mit sich bringen, wenn einzelne Schritte nicht klar festgelegt werden können, Aktionen fehlerhaft ablaufen und wenn Mißerfolgsinformation rückgemeldet wird.

Zusammenfassend kann man sagen: Auf jeder der einzelnen Stufen der Aktivitätskette (von denen man im Übrigen annehmen muß, daß sie nicht streng sukzessive verlaufen, sondern sich gegenseitig überlagern und aufeinander bezogen werden) wird der Fall der Kapazitätsüberlastung des zentralen Arbeitsspeichers eintreten können. Dieser Kapazitätsmangel wird vom Handelnden u.U. als bedrohlich empfunden. Eine Situationsbeurteilung führt zu der - auch emotional belastenden - Erwartung, das Handlungsziel (und zwar auf den einzelnen Aktivitätsstufen wie auch im Sinne der endgültigen Störungsbeseitigung) lasse sich nicht erreichen (s. auch LAZARUS, 1966).

7.3 Bewältigung von Streß

Informationsverarbeitung unter Streß kann belastet sein, wenn sie durch vorliegende Aufgabenanomalien erschwert wird, Informationsverarbeitung unter Streß kann belastend sein, wenn subjektiv der Eindruck von Unzulänglichkeit entsteht (SCHÖNPFLUG, s. o., spricht in diesem Fall von Angst).

Maßnahmen, die der Organismus trifft, um Zuständen der Belastetheit und Belastung zu begegnen, werden als "Coping" bezeichnet (LAZARUS, 1966; HOYOS, 1974).

Es werden im wesentlichen zwei Möglichkeiten der Streßbewältigung beschrieben, die SCHÖNPFLUG als externe und interne Regulation bezeichnet: Während sich bei der externen Regulation Maßnahmen gegen die Umwelt richten, wird bei der internen Regulation versucht, mangelnde Kapazität durch effizientere Informationsverarbeitung zu kompensieren.

Beispiele für externe Regulation sind Abkehr- und Fluchtreaktionen ("aus dem Felde gehen"), Aggressionen gegen Stressoren, Abschirmen gegen Information, Beschränken auf externe Informationsangebote ohne genügende Berücksichtigung interner Speicher.

Für die Operateur-Situation können positive Aspekte dieser externen Bewältigung gesehen werden, wenn es gelingt, eine Aufgabenverteilung zwischen mehreren Operateuren zustande zu bringen, Entscheidungen zu delegieren oder Hilfestellung in geschriebenen Material zu finden.

Im Zuge interner Regulation ist zunächst an Überlegungspausen zu denken ("Zigarettenpause"), die man sich zubilligt, um eine Problemlage zu durchdenken. "Blocks", kurzzeitige Zwangspausen, die der Organismus bei Überforderung ohne bewußtes Zutun einführt (vgl. WELFORD, 1976), können ebenfalls als Maßnahme der internen Regulation verstanden werden.

Mehr komplexe Vorgänge dienen der Strukturierung der vorliegenden Information zum Zwecke einer mehr ökonomischen Verarbeitung. SCHÖNPFLUG (s.o.) nennt hier zwei Maßnahmen, die gegenüber überreichen Informationsangeboten infrage kommen: Bildung gemeinsamer Bereiche (im Sinne von Rechner-Unterprogrammen) innerhalb denen verschiedene anstehende Teilaufgaben nach dem gleichen Prinzip gelöst werden können, und die Einführung einer Zeitverteilung (im Sinne von Time-Sharing), nach der anstehende Aufgaben (eventuell nach geschätzter "Bedeutbarkeit") sukzessive abgearbeitet werden.

Beide "Sekundärstrategien" (in Anlehnung an LAZARUS' "Secondary Appraisal") können zusätzliche Kapazitätsprobleme mit sich bringen, da sie ja möglicherweise in einem ohnehin ausgelasteten Arbeitsspeicher entwickelt werden müssen.

So bedeutet interne wie externe Regulation eine Auseinandersetzung mit augenblicklichen, streßerzeugenden Gegebenheiten neben der sachbezogenen Verarbeitung von Information. Mit Blick auf das AIPA-Operator-Modell ist an dieser Stelle zu fragen, ob dieser zusätzliche streßbedingte Aufwand in jedem Fall durch eine Verlängerung der Problemlösungszeiten aufgefangen werden kann oder ob nicht der Fall denkbar ist, in dem keine angemessene Sekundärstrategie im Sinne interner oder externer Regulation gefunden werden kann.

Die Konsequenz einer solchen zweiten Möglichkeit wäre in einer inadäquaten Bearbeitung eines anstehenden Problems zu sehen: Information wird nicht oder nur unzulänglich berücksichtigt, Entscheidungen werden risikoreich, Maßnahmen stoßen ins Leere und führen zu erneuter Mißerfolgsmeldung. Man kann hier an ein Verhalten auf der "trial and error"-Stufe denken, zu dem Zuflucht genommen werden muß, weil "intelligentes" Verhalten auf Kapazitätsprobleme stößt.

7.4 Folgen von Streß

Die Wirkung von Aufgabenanomalien (7.3) kann eine Überlastung der für einen Leistungsvollzug verfügbaren Kapazität des Arbeitsspeichers sein. Mit Copingstrategien kann dieser Überlastung begegnet werden, sie erfordern jedoch u.U. eigene Kapazität. Beide Momente, Streßeffekte im eigentlichen Sinn und Effekte von Copingstrategien, werden sich an einem konkreten Fall kaum voneinander trennen lassen (HOYOS, 1974).

Neben Streß-Effekten, die eine Belastung der verfügbaren Kapazität mit sich bringen, ist an Wirkungen zu denken, die in der Beeinträchtigung von Funktionen der Informationsverarbeitung bestehen. BARTENWERFER (1970) spricht dabei von einer "Schwächung der psychophysischen Struktur des Individuums" infolge anhaltender psychischer Aktivität (z.B. Überaktivierung). Eine "Schwächung" des psycho-physischen Systems dürfte sich (HOYOS, 1974) auf den Leistungsvollzug ebenso auswirken, wie die Überlastung der Kapazität.

Als leistungsbeeinträchtigende Folgen von Streß bei Operateur-tätigkeiten kommen vor allem drei der von WELFORD (1976) beschriebenen Effekte infrage:

- 1) Verlangsamung der Leistungsabgabe. Schwierigkeiten beim Umgang mit anfallender und gespeicherter Information auf den einzelnen Stufen der Aktivitätskette im oben skizzierten (7.1) Operateur-Modell, die Notwendigkeit, angemessene Sekundärstrategien (Coping) zu entwickeln (7.3) und die Schwächung psychophysischer Funktionen (s.o.) führen insgesamt zu Verzögerungen der Lösungszeit für anstehende Probleme.
- 2) Zeitliche Unregelmäßigkeit. Der Umfang dieser Zeitverzögerung ist abhängig von einer Anzahl von Faktoren, die in einem gegebenen Fall mehr oder weniger wirksam werden. Ist schon ohne Berücksichtigung von Streß mit einer erheblichen Streuung von Problemlösungszeiten bei Störfällen zu rechnen (s.o. Abschnitt 2), so wird sich dieser Effekt in Streß-Situationen noch verstärken: Die Wahl mehr oder weniger ge-

eigneter Coping-Maßnahmen (7.3), größere oder geringere "Resistenz" gegenüber Stress (abhängig von der Person des Operateurs - interindividuell - und seiner augenblicklichen Verfassung - intraindividuell) und Variationen des Aktivierungsniveaus ("Schwächung") bedingen zusätzliche Varianz der Problemlösungszeiten.

- 3) Desorganisation der Leistung. WELFORD (s.o.) nennt unter diesem Punkt zwei bekannte Effekte, die leistungsbeeinträchtigend wirken: Verschlechterung von (gelernten) Routinen und Störung des kurzzeitigen Behaltens. Mit der Verschlechterung von Routinen wird der Umstand angesprochen, daß im Stressfall von trainierten Verfahrensweisen ("Automatismen") nur unzulänglich Gebrauch gemacht werden kann und die Steuerung der zeitlichen Abfolge von Informationsverarbeitungs-Maßnahmen nur schlecht gelingt. Unterbrechungen und Neuansätze bei Verarbeitungsprozessen sind die Folge. Störungen des kurzzeitigen Behaltens bedingen zusätzliche, wiederholte Informationsaufnahme und damit eine Abnahme der Effizienz des Arbeitsspeichers.
- "Milde" Formen dieser Desorganisation führen zu Leistungsverlangsamung und zeitlicher Unregelmäßigkeit (s.o.). Die Frage bleibt offen, ob und mit welcher Wahrscheinlichkeit in einer gegebenen Situation gravierende Desorganisationsstörungen eintreten können, die eine sachgemäße Erledigung der gestellten Aufgabe nicht mehr zulassen und einen Zusammenbruch der Leistung nach sich ziehen.

7.5. Zur AIPA-Studie

Unsere vorausgehenden Ausführungen sind vorwiegend theoretischer Natur und sollen den Entwicklungsstand auf dem Gebiet der Stressforschung in einem für Operateur-Situationen belangvollen Ausschnitt umreißen. Einschlägige empirische Daten sind schwer aufzufinden und existieren gewiß zu manchen der angedeuteten Aspekte überhaupt nicht. Trotz dieses Mangels glauben wir, in Bezug auf die AIPA-Studie einige Aussagen machen zu können:

(a) Unbestreitbar führen Streß-Zustände zu Leistungsminderungen. Ein pauschaler Betrag von 10%, wie er in der AIPA-Studie dafür angesetzt wird, ist jedoch unbegründet. Indessen werden nur "vor Ort" (bzw. in Simulationsexperimenten) zu gewinnende Daten Aufschluß über eine "durchschnittliche" Leistungsver-schlechterung unter der Wirksamkeit von Streßfaktoren bringen können.

(b) Für Streßfolgen einen "Durchschnittsbetrag" anzusetzen, wie es in der AIPA-Studie geschieht, ist der Problematik unange-messen. Das Modell berücksichtigt (durch die Bestimmung von Konfidenzgrenzen, s. Abschnitt 4) die Varianz der Problemlösungs-zeiten. Diese Varianz wird als Folge von Streßfaktoren zusätz-lich vergrößert (s. 7.4). Eine Kalkulation dieser erhöhten Vari-anz sollte als Grundlage für Zuverlässigkeitsschätzungen nach dem Modell herangezogen werden.

(c) Die Möglichkeit einer gravierenden Leistungs-Desorganisation mit der Folge des Ausscheidens eines Operators aus der Problem-lösungssituation im Störfall sollte ins Auge gefaßt werden. Wenn eine substantielle Wahrscheinlichkeit für einen solchen Fall besteht, so ist sie für die Operator-Zuverlässigungsschät-zung zu berücksichtigen.

Letztlich werden zuverlässige Daten für Reliabilitätsschätzungen nur aus "lebensnahen" experimentellen Situationen gewonnen werden können. Zudem ist das AIPA-Modell zur Zuverlässigkeitsschätzung zu verbessern.

Damit ist indessen nur eine Möglichkeit der Diagnose des Lei-stungsverhaltens von Operateuren eröffnet. In einem weiteren Schritt sollte versucht werden, dem Hauptproblem zu begegnen, dem man sich bei der Beurteilung der Operator-Situation gegen-übersieht: der immensen Varianz von zu erwartenden Problemlösungs-zeiten, die als Folge von Streß sich zusätzlich erhöhen wird.

Hierzu sind Gegebenheiten auf der Seite der Operateur-Umwelt (Aufgabenanomalien: z.B. Informations-Überangebot im Störfall, Inkompatibilität von Informations-Angeboten), wie bei den Operateuren selbst (Training von Problemlösungsverhalten, Ausbildung von Coping-Strategien in Streß-Situationen) zu erforschen und daraus Maßnahmen für eine Verbesserung der Operateur-Situation abzuleiten.

Literatur:

- Bartenwerfer, H.: Psychische Beanspruchung und Ermüdung.
In: Mayer, A. & Herwig, B. (Hrsg.): Betriebspsychologie, 2
Handbuch der Psychologie, Bd. 9. Göttingen: Hogrefe, 1970
- Blanchard, B. S. & Lowery, E.E.: Maintainability. New York:
McGraw-Hill, 1969
- Broadbent, D.E.: Decision and Stress. London, New York:
Academic Press, 1971
- Fitts, P.M.: Cognitive Aspects of Information Processing:
III Set for Speed Versus Accuracy. J. Exp. Psychol.,
1966, 71, 849-857
- Hacker, W.: Allgemeine Arbeits- und Ingenieurpsychologie.
Berlin: Dt. Verl. d. Wiss., 1973
- Hackman, J.R.: Tasks and Task Performance in Research on
Stress. In: McGrath (Hrsg.): Social and Psychological
Factors in Stress. New York: Holt, 1970
- Hamilton, V.: Socialization Anxiety and Information Processing.
In: Sarason, I. & Spielberger, C.D. (Hrsg.): Stress and
Anxiety, Bd. 2, New York: Wiley, 1975
- Hick, W.E.: On the Rate of Gain of Information. Quart. J. of
Exp. Psychol., 1952, 4, 11-26
- Hildebrand, G. (Hrsg.): Biologische Rhythmen und Arbeit.
Wien, New York: Springer, 1976
- Hoyos, C. Graf: Arbeitspsychologie. Stuttgart: Kohlhammer, 1974
- Hoyos, C. Graf: Kompatibilität. In: Schmidtke H. (Hrsg.):
Ergonomie 2. München: Hanser, 1974b
- Kahneman, D.: Attention and Effort. Englewood Cliffs, N.J.:
Prentice-Hall, 1973

- Laming, D.R.J.: Information Theory of Choice-Reaction Times.
London, New York: Academic Press, 1968
- Lazarus, R.S.: Psychological Stress and the Coping-Process.
New York: McGraw-Hill, 1966
- McGrath, J.E.: A Conceptual Framework for Research on Stress.
In: McGrath, J.E. (Hrsg.): Social and Psychological
Factors in Stress. New York: Holt, 1970
- Murrell, K.F.H.: Ergonomics. London: Chapman, 1965
- Schönpflug, W.: Einige theoretische Vorstellungen zum Problem
des belastenden und belasteten Verhaltens. Kongreß der
Deutschen Gesellschaft für Psychologie, Regensburg, 1966
- Teichner, W.H.: Interaction of Behavioral and Physiological
Stress Reactions. Psychol. Review, 1968, 75, 271-291
- Welford, A.T.: Skilled Performance. Glenview, Ill.: Scott,
Foresman, 1976
- Wickelgren, W.A.: Speed-accuracy Tradeoff and Information
Processing Dynamics. Acta Psychologica, 1977, 41, 67-85
- Welford, A.T.: Stress and Performance. Ergonomics, 1973, 16,
567-580

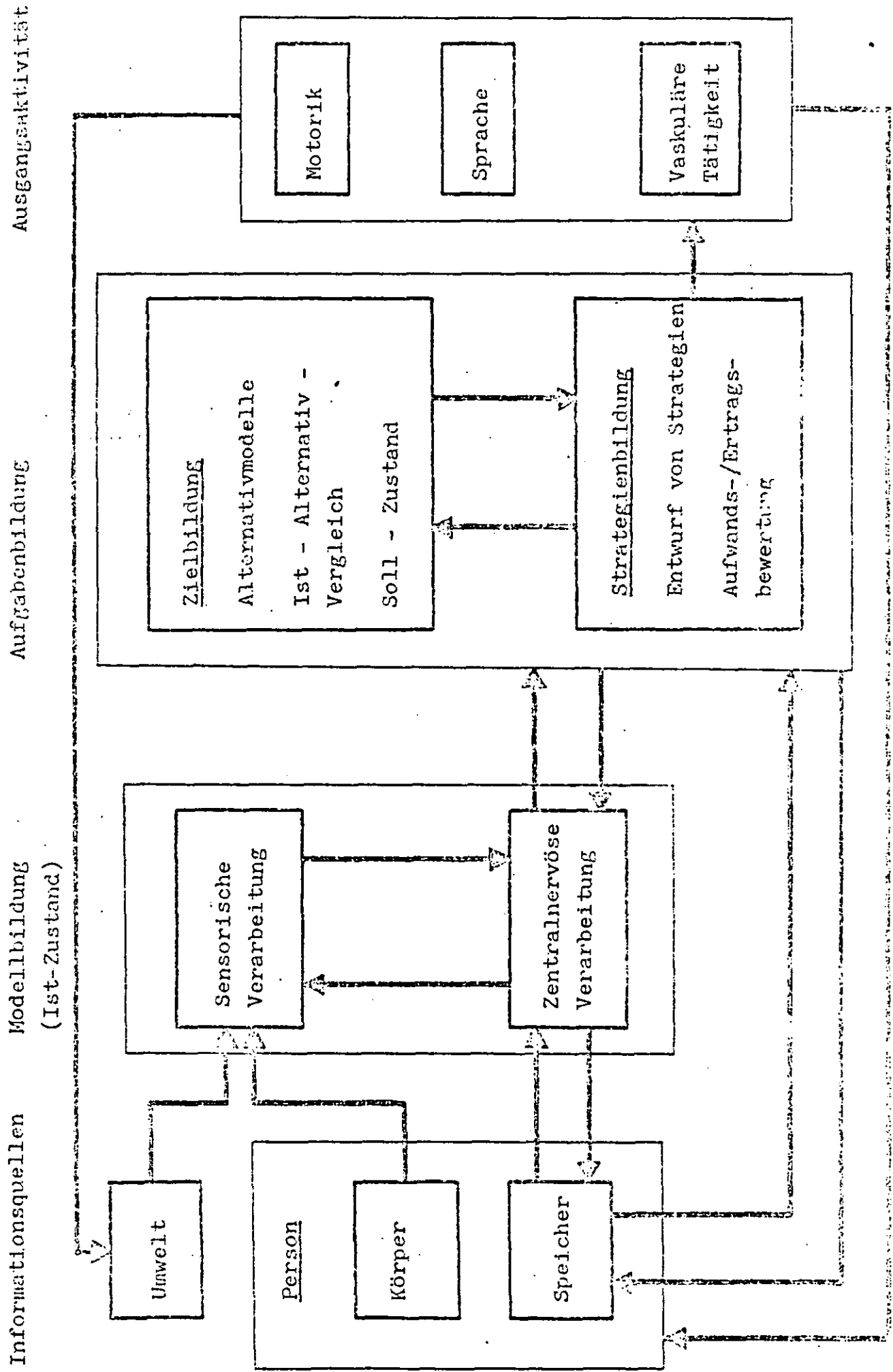


Abb. 1: Glieder der Aktivitätskette. Aus SCHÖNPFUG (1976)

4.b FACHLICHE BEGUTACHTUNG DES KAPITELS 4.4
"HUMAN OPERATOR RELIABILITY" DER
AIPA-HTR-SICHERHEITSSTUDIE

INSTITUT FÜR INFORMATIONSVERARBEITUNG
IN TECHNIK UND BIOLOGIE
DER FRAUNHOFER-GESELLSCHAFT E.V., KARLSRUHE
W. SCHUMACHER

Zusammenfassung

1. Einleitung	1
2. Grundzüge des AIPA-Modells zur quantitativen Beschreibung der Zuverlässigkeit des Operators	2
3. Kritik am AIPA-Modell	4
3.1 Voraussetzungen, die dem Modell zugrunde liegen	4
3.2 Problematik der quantitativen Bestimmung der Zuverlässigkeit des Menschen	5
3.2.1 Anmerkungen zum qualitativen Verlauf des AIPA-Modells	5
3.2.2 Anmerkungen zur quantitativen Bestimmung des Verlaufs von $P_{os} = f(t, MTOR)$	7
3.3 Verhalten des Operators unter Streß	9
3.4 Hinweis auf formale Fehler in der Studie	10
4. Beantwortung der Fragen	12
4.1 Bewertung des Modells und der Wertebereiche der angegebenen Parameter (Frage 1 bis 4)	12
4.2 Zusammenhang zwischen Reaktionszeit des Menschen und Informationsrate (Frage 5 und 6)	15
4.3 Anwendung der Produktregel zur Bestimmung der Gesamtwahrscheinlichkeit aus Einzelwahrscheinlichkeiten und Ermittlung der Einzelwahrscheinlichkeiten (Frage 7 und 14)	16
4.4 Verteilungsfunktionen für Reparaturzeiten (Frage 8)	18
4.5 Menschliche Fehlerraten (Frage 9, 10)	19

	<u>Seite</u>
4.6 Schätzung von Streßfaktoren (Frage 11)	20
4.7 Erhebungen über MTOR in der BRD oder an anderer Stelle (Frage 12)	20
4.8 Common-Mode-Fehler (Frage 13)	21
5. Literatur	22
Anhang	

Zusammenfassung

Im Rahmen einer vom Institut für Nukleare Sicherheitsforschung, KFA-Jülich, durchgeführten probabilistischen Risikostudie für Hochtemperaturreaktoren, die eine sicherheitstechnische Einordnung des Hochtemperaturreaktors ermöglichen soll, wird u. a. auch der menschliche Operator kritisch bewertet.

Der Risikostudie liegt ein Statusbericht der AIPA-Studie zugrunde, die von der General Atomic Company im Auftrag der ESERDA für die HTGR-1160-Anlage durchgeführt wird.

Das in dem vorliegenden Bericht begutachtete Kapitel 4.4 der AIPA-Studie enthält eine Beschreibung eines Operator-Modells, das Daten für die Zuverlässigkeit der "Systemkomponente Mensch" liefert. Das Modell geht von der dem Operator zur Verfügung stehenden Zeit für eine richtige und zuverlässige Reaktion aus und bewertet diese Zeit als entscheidende Sicherheitsvariable.

Der in der Studie durchgeführte Ansatz stimmt qualitativ mit in der Literatur gefundenen Ergebnissen überein. Die quantitativen Aussagen sind wegen der zugrundeliegenden Annahmen mit großen Unsicherheiten behaftet. Die Anwendung des Modells in praktischen Fällen ist daher problematisch.

1. Einleitung

Im Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich wird eine probabilistische Risikostudie für Hochtemperaturreaktoren durchgeführt. Sie soll die sicherheitstechnische Einordnung des Hochtemperaturreaktors ermöglichen. Im Rahmen dieser Risikostudie wird u.a. eine kritische Bewertung des menschlichen Operators durchgeführt.

Die Studie baut auf Vorhandenem auf, vor allem auf dem Statusbericht der AIPA-Studie (HTGR Accident Initiation and Progression Analysis), die von der General Atomic Company im Auftrag der U.S. Energy Research and Development Administration (USERDA) für die HTGR-1160-Anlage (High-Temperature-Gas-Reactor) durchgeführt wird.

In der AIPA - Studie werden Ereignisbäume zur Abschätzung von Fehlerwahrscheinlichkeiten erstellt, deren Zweige auch den Menschen (Operator in der Warte) enthalten. Ein Kapitel der AIPA-Studie befaßt sich mit der Zuverlässigkeit des Menschen, mit dem Ziel, eine quantitative Beschreibung der Zuverlässigkeit des Menschen durchzuführen.

Im folgenden wird eine kritische Bewertung des betreffenden Kapitels der AIPA-Studie anhand folgender Unterlagen durchgeführt:

1. Auszug aus der AIPA-Studie II/4.4 "Human Operator Reliability",
2. Auszug aus dem Kommentarband,
3. Übersicht über KKW-Störfälle (AIPA IV, A 4.1),
4. Konkrete Störfälle (AIPA IV, A 1.5 - A 1.8),
5. AIPA - Studie, Volume I, Introduction and Summary,
6. Zusatzliteratur (z.T. von der KFA-Jülich zur Verfügung gestellte, z.T. im IITB vorhandene Literatur)

Im ersten Teil des Gutachtens werden allgemeine Bemerkungen zu dem in der AIPA-Studie angeführten Operator-Modell gemacht, soweit dies nicht im Zusammenhang mit den Fragen erfolgt.

Der zweite Teil befaßt sich mit den im Anhang angefügten Fragen zum Abschnitt II/4.4 "Human Reliability" der AIPA-Studie.

2. Grundzüge des AIPA-Modells zur quantitativen Beschreibung der Zuverlässigkeit des Operators.

Der zu begutachtende Auszug (Kapitel 4.4) aus der AIPA-Studie enthält die Beschreibung eines Operator-Modells. Dieses Modell liefert die Daten über die Zuverlässigkeit der "Systemkomponente Mensch" für die AIPA-Ereignisbäume, die zur Ermittlung der Zuverlässigkeit des Gesamtsystems erstellt werden.

Das Modell geht von der dem Operator zur Verfügung stehenden Zeit für eine richtige Reaktion aus und bewertet diese Zeit als eine entscheidende Sicherheitsvariable. Das Modell basiert auf den drei folgenden grundlegenden Annahmen für den Fall, daß ein Instrument einen anormalen Wert anzeigt:

1. Die Wahrscheinlichkeit, daß der Operator eine sofortige Aktion durchführt, ist null.
2. Wenn genügend Zeit vorhanden ist, wird der Operator gegebenenfalls Reaktionen auf Ereignisse durchführen, die höchstwahrscheinlich die Folgen der Ereignisse nicht verschlechtern.
3. Falls die ersten Aktionen für den Operator nicht befriedigend verlaufen, wird er weitere korrigierende Aktionen durchführen, bis eine Abschwächung der Folgen der Ereignisse erreicht ist.

Für die Beschreibung der Zuverlässigkeit des Operators, d.h. der Wahrscheinlichkeit, mit der er eine richtige Aktion durchführt als Funktion der ihm für diese Handlung zur Verfügung stehenden Zeit wird folgende Beziehung angegeben:

$$P_{os}(t) = 1 - \exp(-t/MTOR) \leq P_s$$

mit P_{os} - Wahrscheinlichkeit der Ausführung einer richtigen Reaktion
(operator success),

t = Zeitvariable,

MTOR = mittlere Zeitspanne bis zur richtigen Reaktion
(mean time to a correct operator response),

P_s = obere Schranke der Wahrscheinlichkeit der Ausführung einer richtigen Reaktion für jeweils eine spezielle Handlung.

Die Größe MTOR wird als die Zeitspanne definiert, in der 63 % der trainierten Operateure eine richtige Reaktion durchführen. Unterschiedliche Reaktionszeiten werden durch die Annahme einer lognormalen Verteilung für MTOR berücksichtigt. Die Werte für MTOR werden aus Expertenbefragungen ermittelt und ein Konfidenzintervall bestimmt, derart, daß 90% aller so ermittelten Werte erfaßt werden. Die Zulässigkeit der Expertenbefragung für die Schätzung von menschlichen Reaktionszeiten wird mit der guten Übereinstimmung der Zuverlässigkeitsschätzungen bei technischen Systemen mit gemessenen Zuverlässigkeitswerten belegt. Zur Berücksichtigung von Streßsituationen werden die geschätzten Reaktionszeiten mit einem Streßfaktor von 10 % beaufschlagt. Die obere Schranke der Wahrscheinlichkeit der Ausführung einer richtigen Reaktion wird mit $0.99 \leq P_s \leq 0.9999$ angegeben.

3. Kritik am AIPA - Modell

3.1 Voraussetzungen, die dem Modell zugrunde liegen

Die für das Modell zur Beschreibung der Zuverlässigkeit des Menschen angegebenen Voraussetzungen (vergl. Abschnitt 2) sind unscharf (gegebenenfalls, höchstwahrscheinlich, Abschwächung).

Neben den genannten werden weitere, nicht ausdrücklich erwähnte Voraussetzungen getroffen (vergl. z.T. Auszüge aus dem Kommentarband), deren Berechtigung zu überprüfen ist, z.B.:

- Der Operateur erkennt mit Sicherheit, daß ein abnormaler Zustand eingetreten ist, d.h. die Detektionswahrscheinlichkeit ist eins. Erst nach Erkennen eines Fehlers kann die Reaktion des Operateurs mit der vorhergesagten Zuverlässigkeit einsetzen. Für einen speziellen Anwendungsfall (Detection of a Reheater Leak) werden dagegen Wahrscheinlichkeiten für die Detektion angenommen (vgl. "Konkrete Störfälle" aus AIPA IV).
- Es wird vorausgesetzt, daß der Verlauf von $P_{os}(t)$ unabhängig davon ist, ob der Operateur mit begrenzter Zeit (unter Zeitdruck) oder ohne vorgegebenes Zeitlimit arbeitet.
- Es wird vorausgesetzt, daß bei einer nicht befriedigend verlaufenen Reaktion des Operateurs er weitere korrigierende Aktionen durchführt. Damit wird unterstellt, daß der Operateur mit Sicherheit falsche Reaktionen erkennt.
- Es wird angenommen, daß eine fehlerhafte Aktion des Operateurs weniger problematisch für die Anlage ist als ein Nichteingriff.
- In den Auszügen zum Kommentarband wird angegeben, daß der Operateur für alle Operationen genügend Zeit hat. In diesem Fall ist die Angabe des zeitlichen Verlaufs der Zuverlässigkeit nicht notwendig, sondern es genügt die Angabe des stationären Zuverlässigkeitswertes P_s .

- Es wird angenommen, daß sich die Zuverlässigkeit komplexer Tätigkeiten durch eine Zerlegung in beobachtbare Elementaraktivitäten berechnen läßt. Dabei werden nichtbeobachtbare Aktivitäten (kognitive, mentale Tätigkeiten) nicht in die Betrachtungen einbezogen (vergl. Abschnitt 4.3);
- Zuverlässigkeitswerte komplexer Tätigkeiten lassen sich durch Anwendung der Produktregel aus der Zuverlässigkeit von Elementaraktivitäten bestimmen.
- Es wird unterstellt, daß Experten die Zuverlässigkeit von Operateuren ausreichend genau schätzen können.
- Bei der Erstellung des Modells werden die Zuverlässigkeitswerte eines einzelnen Operateurs betrachtet. Auswirkungen der Teambildung auf die Zuverlässigkeitswerte werden im Modell nicht berücksichtigt.

3.2 Problematik der quantitativen Bestimmung der Zuverlässigkeit des Menschen

3.2.1 Anmerkungen zum qualitativen Verlauf des AIPA - Modells

Lt. Schätzungen ist der Mensch bei Fehlern in Mensch-Maschine-Systemen mit 20-80 % beteiligt. /1/. Die große Schwankungsbreite in der Schätzung rührt von der Schwierigkeit her, die Fehler oder Unfälle einer bestimmten Ursache zuzuschreiben. Häufig sind es sehr spezifische Umstände, die Mensch, Maschine, physikalisches und soziales Umfeld und Arbeitsbedingungen umfassen, die zu einem Fehler führen. Aus diesen Gründen ist eine Quantifizierung der menschlichen Zuverlässigkeit eine sehr schwere Aufgabe /2/.

In der vorliegenden AIPA-Studie wird ein Modell für die Vorhersage der Zuverlässigkeit menschlicher Reaktionen angegeben, das davon ausgeht, daß die Zuverlässigkeit der Reaktion mit zunehmender zur Verfügung stehender Zeit wächst. Der qualitative Verlauf der Beziehung $P_{os} = f(t, MTOR)$ wird z.B. in /1, S.91/ bestätigt.

Hier wird versuchsweise vorgeschlagen, folgende Schätzungen der Fehlerraten P_f für eine Operateurreaktion als Antwort auf eine Alarmanzeige als Funktion der Zeit zu verwenden:

MTOR	1s	10s	60s	5min	10 min	10 min
P_f	1	10^{-1}	10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5} bis 10^{-6} .

Es wird allerdings auch der Hinweis gegeben, daß nicht in allen Fällen angenommen werden darf, daß die Fehlerrate mit zunehmender zur Verfügung stehender Reaktionszeit sinkt. So wurde gezeigt, daß bei einigen Aufgaben, die Zielidentifikationen auf Fotografien enthalten, die Fehlerrate als Funktion der Reaktionszeit ein Minimum durchläuft.

Auch in der WASH-1400-Studie /3/ wird eine Fehlerrate der Reaktion des Operators in Abhängigkeit von der Zeit nach einem LOCA-Unfall (loss-of-coolant - accident) angegeben, die monoton mit zunehmender zur Verfügung stehender Zeit sinkt. Die mittlere Fehlerrate in solch einer Situation mit einem hohen Streßniveau wird mit 0.2 bis 0.3 angegeben. Diese Schätzungen sind aus Situationen in der Luftfahrt mit einem ähnlich hohen Streßniveau übernommen worden.

Bei der Modellierung des AIPA-Modells wird davon ausgegangen, daß der Operator entweder eine richtige oder keine Aktion durchführt. Falsche Aktionen des Operators führen zu weniger schlimmen Folgen als völlige Passivität (vergl. Auszüge aus dem Kommentarband).

Begründet wird diese Aussage mit den großen Zeitkonstanten des HTGR, so daß dem Operator in den meisten Fällen genügend Zeit bleibt, seine Eingriffe zu korrigieren. In der WASH-1400-Studie wird dagegen eine Theorie über das menschliche Verhalten unter Streß aufgestellt, nach der sich die normale Fehlerrate für jede folgende Korrekturmaßnahme verdoppelt, wenn die vorhergehende Korrekturmaßnahme fehlerhaft war. Wenn z.B. die erste Korrekturmaßnahme mit einer Fehlerrate von 0.2 begonnen wird, so kann theoretisch nach drei fehlerhaften Schritten die Fehlerrate auf eins ansteigen. Diese Theorie wird von ausgedehnten Experimenten unterstützt /vergl. 4/.

In gewissen Situationen können in der Warte Meldungen und Ereignisse in sehr rascher Folge eintreffen, die den Operateur zu Bedienungen veranlassen, vor allem, wenn die automatischen Einrichtungen versagen. Diese Meldungen und Ereignisse können gleichzeitig oder in solch kurzen zeitlichen Abständen auftreten, daß die Bedienung der einen Meldung noch nicht abgeschlossen ist, bevor die nächste eintrifft. Das führt zur Überlastung des Operators, derart, daß der Operateur Meldungen nicht beachtet und übergeht (Abblockvorgänge) /5/. In der AIPA-Studie wird dieser Fall bei der Aufstellung des Modells nicht berücksichtigt, sondern es wird davon ausgegangen, daß der Operateur sehr viel Zeit für seine Aktionen hat und diese in einer "ruhigen, professionellen Art, die ihm die Gelegenheit zur Konsultation der Schichtkollegen gibt" (vergl. Auszug aus Kommentarband, Comment B 2), ausführt.

Für Routinefälle mag diese optimistische Betrachtungsweise des menschlichen Verhaltens hochtrainierter Operateure zutreffen; bei sehr seltenen Situationen mit einem hohen Streßniveau, wie z.B. einem LOCA, ist die Betrachtungsweise eher zu optimistisch.

3.2.2 Anmerkungen zur quantitativen Bestimmung des Verlaufs von $P_{os} = f(t, MTOR)$ -----

Zur quantitativen Bestimmung des Verlaufs der Zuverlässigkeit seien folgende Problematiken kurz skizziert:

- Problematik der absoluten Bestimmung von Kenngrößen des Menschen

Beim gegenwärtigen Wissenstand ist es schwierig, eine Beschreibung des menschlichen Verhaltens mit einer absoluten Skalierung durchzuführen, da der Einfluß der intervenierenden Variablen nicht eliminiert werden kann. Absolute Maße lassen sich am sichersten dort messen, wo sie durch die Physiologie des Menschen bestimmt werden (Auflösungsvermögen des Auges, Signalgeschwindigkeit auf den Nervenbahnen usw.). Absolute Maße, die bei der Bestimmung von Leistungsparametern gemessen werden, sind mit großer Unsicherheit behaftet und vielfach nur spezifisch für eine bestimmte Aufgabenstellung bei wohldefinierten Randbedingungen. Bei der experimentellen Bestimmung solcher Maße treten inter- und intraindividuelle Streuungen bei den Versuchspersonen auf.

Es lassen sich daher bei der allgemeinen Formulierung vielfach nur relative Maße angeben, z.B., daß die Reaktionszeit des Menschen mit zunehmender Signalintensität abnimmt /z.B.6/, daß die Reaktionszeit mit zunehmender Reiz-Antwort-Kompatibilität abnimmt /z.B. 7,8/ usw.

- Problematik der Expertenschätzung

In der vorliegenden AIPA-Studie /9/ werden mit der Angabe des Modells und den dazugehörigen Parametern, die aus der dort angeführten Sekundärliteratur entnommen sind, absolute Maße verwendet, die aus den oben angeführten Gründen mit den entsprechenden Vorbehalten angesehen werden müssen. Diese Vorbehalte sind umso stärker, als es sich bei der Festlegung z.B. der MTOR Werte um Schätzungen aufgrund von Expertenbefragungen handelt, die vermutlich statistisch nicht in genügender Zahl vorhanden sind (in Fig. 4-9, 4-11 in /9/ sind 4 Expertenschätzungen angegeben), um eine Verteilungsfunktion aufzustellen. Die gute Übereinstimmung der Expertenschätzungen bei der Zuverlässigkeit technischer Systeme mit der tatsächlichen, wie sie in /10/ angeführt wird (Ref. 4-22 in /9/), kann nicht ohne weiteres auf die Schätzung menschlicher Parameter übertragen werden. Es gibt Beispiele, wo diese Übereinstimmung nicht gegeben war. Sichere Ergebnisse sind nur durch entsprechende Datensammlungen aus bestehenden Anlagen, durch Experimente, die den realen Bedingungen angepaßt sein müssen und auch Simulationen enthalten können, zu gewinnen.

- Fehlende Überprüfung mit gemessenen Daten

In einer Vielzahl von Veröffentlichungen, die sich mit der Bestimmung von Zuverlässigkeitswerten befaßt, wird der Mangel an praktisch gemessenen Daten beklagt und die Einrichtung von Datenbanken, so weit noch nicht geschehen, gefordert. So ist man bei der Bestimmung von Zuverlässigkeitswerten des Menschen in den Warten von Kernkraftwerken oft auf Schätzungen angewiesen, ohne diese in jedem Fall überprüfen zu können. Eine Überprüfung bedeutet, daß nicht nur die Fehler des Operators registriert werden, sondern daß die Häufigkeit der Fehler in Relation gesetzt wird zur Gesamtzahl der Aktionen, also auch der fehlerfreien. Diese sind aber nur sehr schwer bestimmbar.

3.3 Verhalten des Operators unter Streß

Zur Ermittlung der Leistungsfähigkeit des Menschen bei der Informationsaufnahme und -verarbeitung bei der Tätigkeit in der Warte ist eine quantitative Beschreibung des Informationsangebotes als Eingangsgröße des Menschen notwendig.

Als Ausgangsgröße ist die Auswirkung dieses Informationsangebotes auf den Menschen quantitativ zu erfassen. Bei diesen Untersuchungen des Zusammenwirkens von Operator-Warte-Umwelt werden die Begriffe Belastung und Beanspruchung einander gegenübergestellt. Als Belastung einer Aufgabe ist die Gesamtheit der durch sie an den Menschen gestellten Anforderungen definiert. Die daraus resultierenden physischen und psychischen Auswirkungen beim Menschen werden als Beanspruchung bezeichnet /11, 12, 13/. Die Belastung kennzeichnet also die objektiv gegebene Aufgabe; die Beanspruchung charakterisiert die für deren Bewältigung notwendige subjektive Beanspruchung des Menschen. Die Größe der Beanspruchung ist immer abhängig von den vorliegenden Belastungskomponenten und den individuellen Tätigkeiten des Menschen. Eine gleiche Belastung kann bei verschiedenen Menschen zu unterschiedlichen Beanspruchungen führen. Zusätzlich wirken auf den Menschen Umgebungsfaktoren, Leistungsfaktoren, Streß usw. ein, die als intervenierende Variablen zusammengefaßt werden. Wegen der Vielzahl der wirksamen Einflußfaktoren ist beim derzeitigen Stand des Wissens eine allgemeingültige Quantifizierung der Ausgangsgröße Beanspruchung in einem skalaren Maßsystem nicht möglich. Es liegen dagegen zahlreiche Ansätze zur Beanspruchungsmessung mit jeweils spezifischen Anwendungsmöglichkeiten, also auch Einschränkungen vor. Die Messung der physischen Beanspruchung durch dynamische Muskelarbeit mittels physiologischer Meßgrößen ist weitgehend unproblematisch. Schwieriger ist die Messung der mentalen Beanspruchung. Hier gibt es im wesentlichen vier Gruppen von Meßverfahren mit spezifischen Vor- und Nachteilen:

- Leistungsparameter

Bei einer Reihe von Aufgaben, z.B. bei der Überwachungstätigkeit, äußert sich die Beanspruchung in der Zahl der Fehler.

Nachteilig ist dabei, daß die Einsatzbereitschaft und die Anstrengung des Probanden stark von den Randbedingungen bei einer Aufgabe abhängen. Die Abhängigkeit der gewonnenen Leistungsparameter von den intervenierenden Variablen ist groß, so daß auch deutlich verschiedene Beanspruchungen zu gleichen Fehleraten führen können.

- Physiologische Indikatoren,
- Methode der Nebenaufgabe,
- Skalierungsmethoden.

Zusammenfassend ergibt sich, daß wegen der bislang nicht genügend bekannten Abhängigkeit der Beanspruchung des Menschen von der Belastung und den intervenierenden Variablen keine quantitativen Aussagen gemacht werden können. Unter diesem Aspekt ist auch der in der AIPA-Studie angegebene "Streßfaktor" von 10 % zu betrachten.

3.4 Hinweis auf formale Fehler in der Studie

In den Auszügen aus dem Kommentarband zur AIPA-Studie sind einige Bemerkungen zu Fehlern in der Studie gemacht worden.

Diese Hinweise werden durch zwei weitere ergänzt:

1. In der Gl. 4-66 /9/ (S.4-45) muß $\hat{\sigma}^2$ durch $\hat{\sigma}^2_{\log x}$ ersetzt werden.
2. Die Bestimmung des Konfidenzintervalls für den Mittelwert μ einer Normalverteilung mit bekannter Varianz erfolgt nach der Gleichung:

$$\text{KONF} \quad \{ \bar{x} - a \leq \mu \leq \bar{x} + a \},$$

mit \bar{x} = Schätzung des Mittelwerts,
 μ = wahrer Mittelwert,
 $a = c \cdot \hat{\sigma} / \sqrt{n}$.

c ergibt sich für die Konfidenzzahl $\gamma = 90\%$ zu 1.645,
n ist die Anzahl der Stichproben, also hier die Anzahl der Schätzungen /14/.

Für die lognormale Verteilung wird die Zufallsvariable x durch $\log x$ ersetzt, so daß sich das 90 %-Konfidenzintervall errechnen läßt aus:

$$MTOR_{95\%} = \text{antilog} (\log \overline{MTOR} \pm 1.645 \cdot \hat{\sigma}_{\log x} / \sqrt{n})$$

anstatt der in /9/ angegebenen Gln. 4-67 und 4-68.

Der Faktor $1/\sqrt{n}$ ist in den betreffenden Gln. nicht angegeben worden.

4. Beantwortung der Fragen

Die im Anhang zusammengestellten Fragen zur vorliegenden AIPA-Studie II/44 sind in einen allgemeinen Teil (Frage 1 - 4) und einen Teil, der sich auf spezielle Aussagen der Studie bezieht (restliche Fragen), unterteilt.

Die ersten Fragen zum allgemeinen Teil werden zusammen beantwortet. Ein Teil der Problematik wurde bereits in Abschnitt 3 der Begutachtung behandelt.

4.1 Bewertung des Modells und der Wertebereiche der angegebenen Parameter (Frage 1 bis 4).

Der funktionale Zusammenhang zwischen der Zuverlässigkeit einer Reaktion und der für diese Reaktion zur Verfügung stehenden Zeit, wie er in der Studie angegeben wird, wird qualitativ in anderen Literaturstellen bestätigt /1, 3/. Zumindest läßt sich für viele Fälle ein monotoner Zusammenhang zwischen den genannten Größen annehmen. In /1/ wird darauf hingewiesen, daß es auch Ausnahmen gibt.

Der gewählte exponentielle Ansatz und die Wahl einer konstanten, zeitunabhängigen Fehlerrate ist als eine erste Approximation zu verstehen (vergl. Auszug aus dem Kommentarband, Comment B-14), der die intervenierenden Variablen nicht berücksichtigt.

Das Modell geht davon aus, daß dem Operator sehr viel Zeit zur Verfügung steht, um seine Bedienungen durchzuführen. Es werden keine Betrachtungen über die Strategie des Operators bei der Bedienung mehrerer Meldungen (Prioritätensetzung, Unterdrückung von Meldungen) angestellt. Die in der AIPA-Studie (S. 4-41 und S. 4-44) aufgestellten Annahmen für das Modell, nämlich:

- Fähigkeit des Operators, fehlerhafte Eingriffe zu korrigieren und die
- Fähigkeit, nicht routinemäßige Handlungen durchzuführen

schlagen sich nicht unmittelbar im Modell nieder, sondern werden mit dem Hinweis auf die große Zeitreserve des Operators für seine Aktionen behandelt.

Auch der in der WASH-1400-Studie aufgestellten Theorie über die Verdoppelung der Fehlerrate für den nächsten Eingriff bei fehlerhaftem vorhergehendem Eingriff wird mit dem Hinweis auf die Zeitreserve begegnet. (vergl. Kommentarband).

Die Schätzungen der MTOR-Zeiten aufgrund von vier Expertenschätzungen (vergl. Bild 4-9, 4-11 in /9 /) führt nicht zu statistisch abgesicherten Ergebnissen. Schwierigkeiten bei der Erstellung von Verteilungsfunktionen menschlicher Fehlerraten werden in /15/ beschrieben. Die Übertragung der Fähigkeit der Experten, Zuverlässigkeiten von technischen Systemen in guter Weise zu schätzen, auf die Schätzung menschlicher Parameter ist zumindest problematisch.

Die oberen Schranken für die Zuverlässigkeit menschlicher Aktionen P_s (0.99 bis 0.9999) sind aus Verbundzuverlässigkeitsbetrachtungen elementarer Aktionen ermittelt, die jede für sich eine hohe Zuverlässigkeit aufweisen. Ihre Behandlung als unabhängige Ereignisse ist an bestimmte Voraussetzungen geknüpft (vergl. Anmerkungen zu Frage 14). In /3/ und /4/ sind Fehlerschätzungen für bestimmte Aktivitäten angegeben, die oberhalb der hier angegebenen Werte liegen (nach entsprechender Umrechnung von Fehler- in Zuverlässigkeitswahrscheinlichkeiten).

Im folgenden werden einige aus der Literatur entnommenen Modelle zur Zuverlässigkeit des Menschen vorgestellt. Es handelt sich hier um Modelle, die davon ausgehen, daß die Wahrscheinlichkeit einer falschen Reaktion mit der Zeit steigt, die seit der letzten falschen Reaktion verstrichen ist. Sie sind daher nicht vergleichbar mit dem AIPA-Modell.

Eine Zuverlässigkeitsfunktion für die Durchführung kontinuierlicher Aufgaben, bei denen die Aufmerksamkeit eine große Rolle spielt, stellen ASKREN und REGULINSKI /16/ auf:

$$R(t) = \exp \left(- \int_0^t e(t) dt \right)$$

mit $R(t)$ = Zuverlässigkeit der menschlichen Aktion im Zeitpunkt t ,
 $e(t)$ = Fehlerrate bei einer speziellen Aufgabe.

Experimentelle Untersuchungen ergaben, daß die Fehlerrate nicht konstant war. Die gefundenen Werte für die Zuverlässigkeitsfunktion konnten am besten durch eine Weibull-, Gamma- und Lognormal-Verteilung angenähert werden, jedoch nicht durch eine Exponential- oder Normalverteilung. Die Ergebnisse dieser Arbeit können auf die Durchführung kontinuierlicher Aufgaben durch den Operateur angewendet werden, die eine hohe Aufmerksamkeit erfordern.

In einer anderen Literaturstelle /17/, in der eine Zuverlässigkeitsbeschreibung durchgeführt wird, wird die Zuverlässigkeit durch

$$R = e^{-\lambda t}$$

beschrieben, mit R = Zuverlässigkeit als Funktion der Zeit,

λ = mittlere konstante Fehlerrate.

Diese Studie geht davon aus, daß die auftretenden Fehler einen MARKOV-Prozeß bilden.

Dies ist eine Vereinfachung der von ASKREN und REGULINSKI aufgestellten Gleichung. Es wird eine zeitkonstante Fehlerrate angenommen.

Eine Übersicht über 22 Methoden der quantitativen Vorhersage von Zuverlässigkeiten ist in /18/ gegeben. Dabei wird auf 8 der meist angewandten Verfahren näher eingegangen. Die Wertebereiche der Parameter des AIPA-Modells sind ebenso wie die Toleranzbereiche aus den genannten Gründen in Frage zu stellen.

4.2 Zusammenhang zwischen Reaktionszeit des Menschen und Informationsrate (Frage 5 und 6)

Der in der AIPA-Studie S.4-40 erwähnte lineare Zusammenhang zwischen Reaktionszeit ORT (operator response time) und der Entropie H:

$$ORT = a + b H$$

setzt sich aus zwei Anteilen zusammen. Der Wert a kann als reiner Bewegungsanteil betrachtet werden, während b den Anstieg der mit wachsendem Zeitaufwand verbundenen Erkennungsleistung und Auswahlleistung bei verschiedenen Reaktionsmöglichkeiten bestimmt. H ist die Entropie der Reize.

In dieser Form ist die Gleichung nicht korrekt. Sie geht davon aus, daß die gesamte Information vom Informationskanal des Menschen ungestört übertragen wird. Versuche von HICKS zeigten, daß die Reaktionszeit eher mit der Transinformation T linear korreliert ist als mit der Eingangsinformation. Daher gilt die Gleichung:

$$ORT = a + b T = a + b \cdot [H(X) - H(X|Y)]$$

In dieser Darstellung wird es möglich, verschiedene Einflüsse auf die Kapazität der Erkennungsleistung zu untersuchen /19, 20/.

Obgleich diese Beziehung ein gutes Modell für die grobe Abschätzung der Reaktionszeit ist, ist die Anwendbarkeit wegen der Abhängigkeit der Informationsrate von der spezifischen Aufgabenstellung begrenzt. Information kann unter einem syntaktischen, einem semantischen oder einem pragmatischen Aspekt betrachtet werden. Die Syntax beschreibt allgemeine Beziehungen zwischen den Informationen und wird in der Informationstheorie behandelt. Die Semantik betrachtet die Bedeutung eines Signals, z.B. die Zuordnung Anzeige - Alarm. Die Pragmatik untersucht die Auswirkung eines Signals auf den Empfänger, d.h. die Bewertung eines Signals z.B. durch den Operateur. Semantische und pragmatische Aspekte der Information können neben der Syntax Auswirkungen auf die Reaktionszeit des Operateurs haben, werden aber in der o.g. Gleichung nicht berücksichtigt.

4.3 Anwendung der Produktregel zur Bestimmung der Gesamtwahrscheinlichkeit aus Einzelwahrscheinlichkeiten und Ermittlung der Einzelwahrscheinlichkeiten (Frage 7 und 14)

Frage 7 bezieht sich auf die Ermittlung der Gesamtzuverlässigkeiten kombinierter Aufgaben (AIPA-Studie S.4 - 40/41).

Die Bestimmung der menschlichen Zuverlässigkeit bei der Durchführung von Aufgaben beruht weitgehend auf einer Analyse der Tätigkeiten und ihre Zerlegung in Elementaraktivitäten, die perceptive, mentale und motorische Aspekte enthalten. Für die Elementaraktivitäten lassen sich, z.T. basierend auf experimentellen Daten, besser Zuverlässigkeitswerte angeben, als für komplexe Tätigkeiten. Durch eine Kombination der Elementaraktivitäten mit den dazugehörigen Zuverlässigkeitswerten wird dann die Zuverlässigkeit komplexer Tätigkeiten mit den Regeln der Zuverlässigkeitstheorie berechnet/4/.

Bei der Zerlegung kann nur auf die beobachtbaren Einzelaktivitäten zurückgegriffen werden. Nichtbeobachtbare Aktivitäten bleiben unberücksichtigt. Daher besteht die Gefahr, daß diese Betrachtungsweise unvollständig bleibt.

Die Zuverlässigkeitswerte für eine Anzahl spezifischer elementarer Aufgaben sind tabelliert /z.B. 22/. Sie beruhen zum großen Teil auf Laborexperimenten, Expertenschätzungen oder einer Kombination von beiden /22/. Sie sind an häufig auftretenden Aufgaben orientiert. In der in /22/ angegebenen Tabelle liegen die Wahrscheinlichkeiten der menschlichen Fehlerraten zwischen 10^{-2} und 10^{-4} für häufig sich wiederholende Aufgaben.

Die Berechnung der Zuverlässigkeit komplexer Tätigkeiten erfolgt oft nur vereinfacht durch Anwendung der Produktregel, d.h. die Gesamtzuverlässigkeit wird durch Multiplikation der Zuverlässigkeitswerte für Elementartätigkeiten errechnet. Beispiele hierfür sind in /22/ angeführt. Diese Berechnung ist jedoch nur dann richtig, wenn die Elementartätigkeiten voneinander unabhängig sind. Nach der BAYES'schen Regel gilt für die Produktwahrscheinlichkeit der Ereignisse A und B:

$$P(AB) = P(A) \cdot P(B/A)$$

Nur wenn B unabhängig von A ist, gilt $P(AB) = P(A) \cdot P(B)$.

Als unabhängig können nur solche Aufgaben angesehen werden, die sich sehr unähnlich oder zeitlich und räumlich getrennt sind. In /4/ sind Beispiele für vier unterschiedliche Unabhängigkeitsniveaus angegeben.

MILLS /23/ hat zu dieser Problematik experimentelle Untersuchungen angestellt. Er fand heraus, daß die Zeit zur Durchführung einer komplexen Aufgabe unterschiedlich von den Teilaufgaben beeinflußt werden, je nach der Größe der Abhängigkeit der Teilaufgaben.

Die Betrachtung der Zuverlässigkeit von Einzelereignissen führt zu einer Wahrscheinlichkeitsangabe, während die Bestimmung der ORT anhand der Informationstheorie zu einem Zeitwert führt. Die beiden Werte lassen sich nicht miteinander vergleichen.

4.4 Verteilungsfunktionen für Reparaturzeiten (Frage 8)

In der Bedienungstheorie wird häufig unterstellt, daß die Zeit für die Bedienung einer Forderung (Bedienungszeit) bzw. die Reparatur eines Gerätes exponentiell verteilt ist.

Diese Annahme bedeutet, daß der Strom der einen ununterbrochenen Bedienungskanal verlassenden Forderungen, das ist z.B. der Strom der reparierten Anlagenteile, poissonsch ist. Diese Annahme wurde gemacht, um zu einfachen mathematischen Formulierungen zu gelangen /24/. Die Annahme einer exponentiell verteilten Reparaturzeit t_b bedeutet, daß der Variationskoeffizient

$$v(t_b) = \frac{\text{Var}(t_b)}{E[t_b]^2}$$

mit $\text{Var}(t_b) =$ Varianz von t_b ,

$E[t_b] =$ Erwartungswert von t_b ,

gleich eins ist. Der Variationskoeffizient einer Aufgabe mit konstanter Bedienungszeit ist entsprechend null.

Die meisten in der Praxis vorkommenden Bedienungs- bzw. Reparaturzeiten sind nicht so variabel, wie es die Annahme einer Exponentialverteilung vermuten läßt. Die Annahme ist besonders dann nicht erfüllt, wenn die Bedienung bzw. die Reparatur in mehrere Phasen zerfällt; das ist beispielsweise der Fall bei der Instandhaltung von Aggregaten (mit dem Phasen Suche und Beheben des Defektes).

Es hat sich allerdings herausgestellt, daß die Annahme einer exponentiell verteilten Bedienungszeit bzw. Reparaturzeit nicht so entscheidend ist wie z.B. die Unterstellung eines poissonschen Stroms für das Ausfallverhalten von Aggregaten, um zu in der Praxis anwendbaren Modellen zu gelangen.

In /6/ wird für die Reparaturzeit für fehlerhafte Instrumente an Bord eines Raumschiffes eine WEIBULL-Verteilung angenommen. Diese Annahme basiert auf Daten, die der Luft- und Raumfahrt entstammen.

4.5 Menschliche Fehlerraten (Frage 9,10)

Die in Frage 9 erwähnte Bezugsliteraturstelle 4 - 20 /15/ macht nur wenige Aussagen über menschliche Fehlerraten. So wird dort angegeben, daß bei Produktionsaufgaben die Zuverlässigkeit in der Größenordnung von 0.998 liegt. Bei Aufgaben mit einem hohen Streßniveau, z.B. bei kritischen Unfällen in der Luftfahrt (Ausfall eines Triebwerks beim Start, Kabinenfeuer, usw.) sind vom Strategischen Luftkommando Fehlerraten von 0.16 geschätzt worden. In /15/ wird angegeben, daß das Personal in Kernkraftwerken nicht so gelassen und zuverlässig in kritischen Situationen reagiert wie das hochtrainierte Personal des Strategischen Luftkommandos. Daher wird die Fehlerrate in kritischen Situationen hier höher sein.

Weitere Aussagen zu Fehlerraten befinden sich in der bereits erwähnten Literatur wie z.B. /1, 3, 4, 22/:

Weitere, über die AIPA-Studie hinausgehenden Zusammenhänge zwischen der menschlichen Fehlerrate und der MTOR sind uns nicht bekannt. Literaturstellen die diesen Zusammenhang qualitativ bestätigen, sind in Abschnitt 3 erwähnt.

4.6 Schätzung von Streßfaktoren (Frage 11)

Der quantitative Einfluß von Streß auf die Beanspruchung des Menschen bei der Durchführung von Aufgaben ist noch nicht befriedigend gelöst.

Bis zu einem gewissen Grad ist durch eine zunehmende Beanspruchung des Menschen ein Aktivierungseffekt festzustellen, der eine zunehmende Leistung und auch Zuverlässigkeit zur Folge hat. Mit weiter steigender Beanspruchung tritt jedoch eine Hemmung ein. In /4/ ist ein hypothetischer Verlauf der Beziehung zwischen Streß und Leistung angegeben.

In /22/ ist eine grafische Beziehung zwischen der Transinformationsrate und der Fehlerwahrscheinlichkeit aufgezeichnet. Dort wird angegeben, daß die minimale Fehlerrate von etwa 0.006 bei einer Transinformationsrate von etwa 1300 bit/h liegt. Diese Angaben sind wenig aussagekräftig, da die Transinformationsraten z.B. in einer Warte nur schwer abschätzbar sind (z.B. semantischer und pragmatischer Aspekt der Information).

In /22/ wird, Übertragen von Fehlerraten in der militärischen Luftfahrt, für ein niedriges Streßniveau eine Fehlerrate von 0.1 und für ein hohes Streßniveau eine Fehlerrate von 0,2 angegeben.

In der vorliegenden Studie /9/ wird für die Berücksichtigung von Streß ein Zuschlag von 10 % auf die MTOR vorgeschlagen.

Infolge der bislang unbefriedigenden Kenntnis des Einflusses von Streß auf die menschliche Leistung können solche Zuschlagsfaktoren nur als Näherungen bezeichnet werden.

4.7 Erhebungen über MTOR in der BRD oder an anderer Stelle (Frage 12)

Untersuchungen und Erhebungen auf diesem Gebiet sind uns nicht bekannt.

EDWARDS und LEES /1, S. 88/ geben Hinweis auf Datenbanken vor allem in den USA.

4.8 Common - Mode - Fehler (Frage 13)

Common-mode-Fehler sind multiple Fehler in Anlagen, die auf eine einzige Ursache zurückzuführen sind. Sie werden generell in fünf Gruppen eingeteilt, die dem Zuverlässigkeitsingenieur Möglichkeiten für das Auftreten von Common-mode-Fehlern zeigen /25/:

1. Externe Umgebung: z.B. Staub, Schmutz, Feuchtigkeit, Temperatur.
2. Fehler im Anlagenentwurf:
Diese Gruppe behandelt z.B. Kopplungen zwischen Systemkomponenten, Abhängigkeit verschiedener Systeme von einem gemeinsamen Element, usw.
3. Operations- und Handhabungsfehler:
Hiermit werden Fehler beschrieben, die auf Grund von Sorglosigkeit, ungeeigneten Eingriffen und anderen menschlichen Unzulänglichkeiten entstehen.
4. Externe Phänomene:
Hier werden Naturereignisse wie Tornado, Erdbeben, Feuer, Überschwemmung betrachtet, die alle Anlagenteile beeinflussen können.
5. Funktionale Mängel:
Hier werden Fehlermöglichkeiten betrachtet, die beim Entwurf durch falsche Annahmen über das Verhalten oder die Nützlichkeit von Variablen oder falsche Vorhersagen über die Wirksamkeit von Schutzmaßnahmen entstehen.

In /25/ werden Möglichkeiten aufgezeigt, durch eine eingehende Analyse von common-mode-Fehlern diese in die Zuverlässigkeitsbetrachtungen einzubeziehen.

Die Bestimmung eines common-mode-Faktors β wird in der vorhandenen Literatur explizit nicht behandelt, so daß hier keine Aussage über Bestimmung dieses Faktors gemacht werden kann. In der uns vorliegenden Literatur befindet sich kein Hinweis auf den Einbau des Faktors β in das Modell oder in den Ereignisbaum.

5. Literatur

- /1/ Edwards, E.;
Lees, F.P.:
Man and Computer in Process Control.
Charlesworth & Co Ltd, Huddersfield,
First Edition 1973, S. 85
- /2/ Woodson, W.E.;
Conover, D.W.:
Human Engineering Guide for Equipment
Designers.
London: University of California Press,
Second Edition, S. 1 - 24
- /3/
Reactor Safety Study, An Assessment of
Accident Risks. In U.S. Commercial Nuclear
Power Plants.
USNRC Report WASH-1400, Appendix III,
Abschnitt 6.1: Human Reliability Analysis,
- /4/ Hagen, E.W.:
Control and Instrumentation.
Human Reliability Analysis.
Nuclear Safety, Vol. 17 (1976), No 3,
May - June
- /5/ Schumacher, W:
Untersuchung der Strategien des Menschen bei
der Bedienung mehrerer Anforderungen.
IITB-Bericht (in Vorbereitung).
- /6/ Men'shov, A.I.:
Space Ergonomics.
NASA TT F-750
- /7/ Fitts, P.M.;
Seeger, C.M.:
S-R-Compatibility: Spatial Characteristics
of Stimulus and Response Codes.
J. exp. Psychol., 46 (1953) 199-210
- /8/ Leonhard, J.A.:
Tactual Choice Reactions.
I.Q.J. exp. Psychol. 11 (1959), 76 - 83

- /9/ Human Operator Reliability.
In "Accident Initiation and Progression
Analysis- HTGR "- Status Report.
Vol. II/44, 4-39 bis 4-52.
- /10/ Green, A.E.: Reliability Prediction.
Proc. Inst. Mech. Engrs. London, Vol.184,
Part 3 8, 17 (1971)
- /11/ Kirchner, J.H.; The Human Operator in Air Traffic Control
Laurig, W.: Systems.
Ergonomics 14, (1971), 549 - 556
- /12/ Jahns, D.W.: A Concept of Operator Workload in Manual
Vehicle Operation.
Forschungsbericht Nr. 14
Mackenheim: Forschungsinstitut für Anthropo-
technik, 1973.
- /13/ Rohmert, W.: Physische Beanspruchung.
In Heinz Schmidtke: Ergonomie 1, Grundlagen
menschlicher Arbeit und Leistung.
München: Carl Hauser Verlag, 1973.
- /14/ Kreyszig, E.: Statistische Methoden und ihre Anwendungen.
4. Auflage, Göttingen: Van den Hoeck & Rup-
recht Verlag, S. 184.
- /15/ Swain, A.D.; Human Reliability Analysis Applied to
Guttmann, H.E.: Nuclear Power Plants.
Proceedings of 1975 Annual Reliability and
Maintainability Symposium, Washington D.C.
IEEE Cat. No. 75, CHO 918-3 RQC, 116 - 119
- /16/ Askren, W.B.; Quantifying Human Performance for
Regulinski, T.L.: Reliability Analysis of Systems.
Human Factors, 11 (1969), 393 - 396

- /17/ Schatz, R.A.;
Deutsch, K.L.: Reliability Modeling of Clinch River Breed
Reactor Electrical Shutdown Systems.
Proceedings of the 6. Annual Pittsburgh
Conference on Modeling and Simulation,
April 23 - 25, 1975.
- /18/ Meister, D.: A Critical Review of Human Performance
Reliability Predictive Methods.
IEEE Trans. on Reliability, Vol. R - 22, No.
August 1973.
- /19/ Klix, F.: Information und Verhalten.
VEB Deutscher Verlag der Wissenschaften, Berl
1973, S. 408
- /20/ Sheridan, T.B.;
Ferral, W.R.: Man Machine Systems: Information, Control,
and Decision, Models of Human Performance.
MIT Press, 1974, Cambridge, Massachusetts,
and London, England,
S. 111 ff.
- /21/ Sanders, A.F.: Psychologie der Informationsverarbeitung.
Wien, Verlag Hans Hubert, S. 50
- /22/ Garrick, B.J. et al: The Effect of Human Error and Static Component
Failure on Engineered Safety System Reliability
Holmes and Narver Inc., HN - 194,
USAEC Research and Development
Report UC - 80, 1967.
- /23/ Mills, R.G.;
Shirley, A.H.: Sequential Task Performance:
Task Module Relationships,
Reliabilities, and Time.
Human Factors, 16 (1974), 117 - 128

- /24/ Krampe, H.; Bedienungsmodelle.
Kubát, J.; Wien: R. Oldenbourg Verlag, 1973,
Runge, W.: S. 86 ff.
- /25/ Gangloff, W.C.: Common mode failure Analysis.
IEEE Transactions on Power Apparatus
and System, PAS-94, No. 1, 1975, 27 - 30

Anhang

Anmerkungen zu AIPA, II/4.4 "Human Operator Reliability:"

Lfd. Nr.	Frage	Bezug
1	Ist das Modell, soweit erkennbar, geeignet zur Operator-Bewertung nach amerikanischer Sicherheitsphilosophie? deutscher Sicherheitsphilosophie?	allgemein
2	Gibt es, soweit bekannt, geeignetere Modelle um der: amerikanischen Sicherheitsphilosophie zu entsprechen? deutschen Sicherheitsphilosophie zu entsprechen?	allgemein
3	Sind die Wertbereiche der Parameter des hier aufgeführten Modells, soweit erkennbar, vertretbar?	allgemein
4	Sind die Toleranzbereiche der Aussagen des hier angeführten Modells vertretbar?	allgemein
5	Ist der angegebene Wertbereich für die menschliche Informationsverarbeitung (0.01 ... 0.1 bit/sec) hier zulässig? (Formel für ORT ist von der Inf.Theorie abgeleitet, diese berücksichtigt keine "semantischen" Informationsinhalte.)	Seite 4 - 40
6	Ist es zulässig bzw. unumgänglich, selten auftretende Aktionen in der ORT auszuklammern (... neglects the time .. for .. a specific action)?	Seite 4 - 40
7	Ist es vertretbar, zur Erlangung einer Aussage über die Gesamtwahrscheinlichkeit einer ORT ohne konkreten Bezug auf Detailgegebenheiten (der Wartengestaltung) Einzelwahrscheinlichkeiten zu kombinieren? Ergibt sich hierbei ein besser abgesicherter Streubereich als bei "b" der 1. Methode?	Seite 4 - 40 / 41

- 8 Können die Reparaturzeiten (gleichartiger Anlagenteile) auch durch andere -u.U. zweck-
mäßigere- Verteilungen beschrieben werden ? Hierbei Erfassung von Randbedingungen in
geeigneter Weise möglich ? Seite 4 - 41
- 9 Gibt es weitere Aussagen zu menschlichen Fehlerraten, über Ref. 4 - 2c hinausgehend ? Seite 4 - 42
- 10 Welcher Zusammenhang besteht zwischen der menschlichen Fehlerrate und der MTOR ? Seite 4 - 42
- 11 Ist ein linearer Faktor zur Stress-Berücksichtigung optimal ? Seite 4 - 47
- 12 Wurden oder werden in der BRD (oder in Europa oder allgemein an anderer Stelle)
Erhebungen über MTOR gemacht, wird derartiges geplant ? allgemein
- 13 In welcher Weise erfolgt eine Bestimmung des common mode - Faktors β ? Seite 4 - 50
- 14 Wie erfolgt Bestimmung von P_s im Bereich 0.99 ... 0.9999 ? Seite 4 - 51

5. STELLUNGNAHME ZU KAPITEL 4.5 UND 4.7, BAND II DER
AIPA-STUDIE

LEHRSTUHL FÜR STATISTIK DER TH AACHEN

B. RAUHUT, E. KRUG

B e r i c h t
über den Teil 4.5
"Earthquake Probability Analysis"
der AIPA-Studie

In dem vorliegenden Teil der Studie werden Schätzungen bestimmt für die Auftretenshäufigkeit von Erdbeben einer bestimmten Größenordnung. Zur formelmäßigen Herleitung dieser Schätzungen werden einige Grundannahmen gemacht (die zum Teil allerdings noch sehr versteckt auftreten), und zwar:

1. Die Anzahl der auftretenden Erdbeben (oberhalb einer vorgegebenen Meßbarkeitsschranke) innerhalb eines Jahres ist in jedem Gebiet eine poisson-verteilte Zufallsvariable.
2. Die Größe des stärksten Erdbebens eines Jahres ist in jedem Gebiet eine lognormal-verteilte Zufallsvariable.

Diese beiden Annahmen können von den Unterzeichnern auf Grund der vorliegenden Unterlagen nicht nachgeprüft werden. Während die erste Annahme generell vernünftig erscheint, ist die zweite unseres Erachtens nicht sonderlich deutlich begründet. (Siehe Seite 4-59: (2) the lognormal distribution has been found to be a reasonable fit to some of the data, and (3) the assumed lognormality simplifies the data analysis required to determine the appropriate distribution parameters for N_x .) Es erscheint wünschenswert, diese zweite Annahme explizit zumindest an einigen der vorliegenden Datensätze nachzuprüfen. Es steht allerdings zu befürchten, daß es Datensätze gibt, die diese Annahme nicht gerechtfertigt erscheinen lassen. (Siehe oben ... fit to some of the data ...) Für diese Daten sind die Ableitungen der vorliegenden Studie ohne weitere Prüfung nicht geeignet.

Bei der Herleitung der Schätzungen wird in der Studie davon ausgegangen, daß nur der größte überhaupt aufgetretene Wert (in historischer Zeit) bzw. zumindest der geschätzte größte Wert der aufgetretenen Erdbeben bekannt ist. An dieser Stelle ist zu überlegen, ob es besser ist, den absolut größten Wert über sehr lange Zeit oder aber den jährlichen größten Wert über nur relativ kurze Zeit zu benutzen. Im zweiten Fall könnten statistische Standardverfahren Anwendungen finden, was einige in der Studie vorgenommene Approximationen überflüssig machen würde. Bei den außerordentlich kleinen Auftretensraten von Erdbeben erscheint andererseits jedoch eine lange Beobachtungsdauer sehr wünschenswert zu sein.

Eine weitere Annahme besteht darin, die Varianz (Streuung) der lognormal-Verteilung der maximalen Erdbebenwerte als bekannt vorauszusetzen, was zugegebenermaßen nicht richtig ist. Es wird dabei auf eine - offensichtlich noch nicht fertige - Arbeit von Newmark verwiesen. (Zwar wird trotz dieser Annahme auf Seite 4-78 die Varianz geschätzt, jedoch nur zu numerischen Vergleichszwecken bezüglich der vorgenommenen Rechnung.)

Der bekannte bzw. geschätzte größte Erdbebenwert wird zur Berechnung eines Konfidenzintervalls benutzt, mit Hilfe dessen die mittlere Eintrittshäufigkeit von Erdbeben bestimmter Größe eingegrenzt werden soll. Dazu wird zunächst mit der Methode von Clopper/Pearson zur Schätzung der Binomialverteilung eine interessierende Wahrscheinlichkeit geschätzt. Die Herleitung der Schätzung des Mittelwertes hieraus ist mathematisch einwandfrei durchgeführt. Man erhält auf diese Weise (Seite 4-67) eine obere Grenze (zum Sicherheitsniveau γ) für die mittlere Eintretenshäufigkeit eines Erdbebens \bar{N}_m einer gegebenen Größe m .

Mit N_α wird die mittlere Eintretenshäufigkeit eines Erdbebens bezeichnet dessen Größe das α -fache ($1 \leq \alpha \leq 2$) des SSE Wertes (safe shutdown earthquake) beträgt. Die obere Grenze \bar{N}_α , die mit Hilfe der erwähnten Rechnungen gewonnen wird, erfüllt also die Beziehung

$$P(N_\alpha < \bar{N}_\alpha) = \gamma.$$

Auf Seite 4-69 wird eine Umdeutung dieser Beziehung in der Richtung vorgenommen, daß die nicht zufällige Zahl N_α (als unbekannte Größe)

als Zufallsvariable interpretiert wird, obwohl \bar{N}_α die Zufallsvariable ist. Dieses Vorgehen ist nicht unüblich, gilt aber in der Statistik als sehr strittig. Zur Schätzung der Varianz von N_α wird dann zusätzlich angenommen, daß diese Zufallsvariable eine lognormal-Verteilung besitzt. Es wird jedoch im weiteren die oben angedeutete Interpretation nicht konsequent durchgeführt, da später (siehe Seite 4-77) von einem "wahren Wert" von N_α gesprochen wird, was bei einer Interpretation von N_α als Zufallsvariable natürlich unsinnig ist. Dennoch ist das unter der Nr. 4-148 angegebene Konfidenzintervall unter den getroffenen zusätzlichen Voraussetzungen als korrekt anzusehen.

Es ist jedoch unverständlich, warum der unter (4-105) mit relativ grossem Aufwand errechnete obere Konfidenzwert nicht weiter benutzt wird, sondern vielmehr mit Hilfe weiterer (von den Autoren zugegebenermaßen: nicht ganz korrekter) Annahmen ein neuer Konfidenzwert berechnet wird. Eine Nachrechnung ergibt, daß sich die Werte für \bar{N}_α bei direkter Berechnung nach (4-105) um nicht ganz eine Zehnerpotenz erhöhen, d.h., daß diese Werte eine etwas größere mittlere Eintretenshäufigkeit angeben.

Allerdings ist es nicht sinnvoll, mit Hilfe der Clopper/Pearson-Methode einen unteren Grenzwert \underline{N}_α zu berechnen, da sie stets den Wert Null ergibt. Jedoch kann man beispielsweise einen Wert folgender Art berechnen

$$\underline{N}_\alpha : P(N_\alpha < \underline{N}_\alpha) = 0,05$$

$$\Leftrightarrow P(\underline{N}_\alpha \leq N_\alpha) = 0,95$$

und diesen als unteren Konfidenzwert ansprechen. Eine Berechnung dieser Werte ergibt analog zu obigem einen etwas niedrigeren Wert. (Die Abschätzung nach unten ist jedoch ohnehin von geringerer Bedeutung als die nach oben.)

Zur Bestimmung eines Konfidenzbereichs, wie sie in der vorliegenden Studie durchgeführt wurde, ist prinzipiell noch folgendes zu bemerken:

Die Autoren gehen von Anfang an von einem größten Wert λ_i (i bezeichnet die Nummer des Gebietes) aus. Abgesehen von der Tatsache, daß dieser Wert zum Teil nur geschätzt ist, bedeutet die Festlegung der oberen Grenze λ_i aus den gegebenen Daten ein in statistischer Sicht eigentlich

unzulässiges Verfahren (das sich allerdings in der Praxis weitgehend eingebürgert hat). Das Vorgehen hätte eigentlich anders erfolgen müssen:

Es wird zunächst ein "großer" Wert (etwa $L^*/10$) festgelegt und dann an Hand der Daten überprüft, ob ein solcher Wert aufgetreten ist. Als Berechnungsformel für die obere Grenze des Konfidenzbereichs ergibt sich dann:

$$\bar{N}_{\alpha_i} = 1 - \Phi\left\{\frac{\ln \alpha}{\sigma} + \frac{\ln 10}{\sigma} + \Phi^{-1}\left[(1-\gamma)^{\frac{1}{n_i}}\right]\right\}$$

dies hat den Vorteil, daß ein von dem jeweiligen Gebiet unabhängiger Wert erreicht wird (falls n_i konstant und $L^*/10$ bzw. ein größerer Wert niemals aufgetreten ist).

Die so berechneten Werte sind theoretisch schlecht mit den gegebenen zu vergleichen, da die der Studie sehr stark von dem Quotienten $L_i^* : L_i$ abhängen. Es ergeben sich Größenordnungen von 10^{-6} (für $\alpha = 1,0$) bis 10^{-8} ($\alpha = 2,0$) für den Wert \bar{N}_{α} . Allerdings stimmen diese Werte relativ genau mit denen der Tabelle A 3-10 überein (siehe Anhang 1).

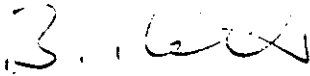
Ab Seite 4-78 wird dann ein heuristischer "Test" zur Überprüfung der bei der Herleitung von N_{α} angenommenen Normalität der Verteilungen angegeben. Die dabei auftretenden Werte sind tatsächlich in einem nicht mathematischen Sinne sehr gut, was allerdings insofern nicht verwundern darf, da N_{α} gerade mit Hilfe einer Normalverteilungsapproximation berechnet wurde. Die Aussagekraft dieses "Tests" ist daher als sehr bescheiden zu bewerten.

Ab Seite 4-82 werden die Auswirkungen eines Erdbebens auf den Ausfall des Reaktors untersucht. Die Grundannahme

$$P_f = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z e^{-\frac{1}{2}x^2} dx$$

ist nicht nachprüfbar (sie bezieht sich auf die Arbeit von Newmark). Die Herleitungen sind mathematisch erklärt. Unklar bleibt allerdings die Bedeutung der "engineer estimates".

Insgesamt ist zu dem uns vorliegenden Teil der Studie noch zu bemerken, daß einige Formulierungen anscheinend absichtlich nicht so klar gewählt wurden, wie es in mathematischer Sicht sinnvoll erscheint, und daß eine bei der Bedeutung dieser Studie unverständlich hohe Zahl von sinnentstellenden Druckfehlern vorhanden sind (siehe Anhang 2).



(Prof. Dr. B. Rauhut)



(Dr. Eugen Krug)

Anhang 1

Werte für die im Bericht genannte Formel

$$\bar{N}_\alpha = 1 - \phi \left\{ \frac{\ln \alpha}{\sigma} + \frac{\ln 10}{\sigma} + \phi^{-1} \left[(1-\gamma)^{1/n_i} \right] \right\}$$

für $\gamma = 0,95$; $n_i = 120$.

(\bar{N}_α ist die geschätzte obere Schranke für die Auftretenshäufigkeit von Erdbeben größer als $\alpha \cdot \text{SSE}$.)

Diese Werte müssen verglichen werden etwa mit Tabelle A 3-10, und zwar mit $N_{\alpha 1.645}$ (Anhang A 3):

α	\bar{N}_α
1,0	0,051506
1,2	0,065304
1,4	0,062074
1,6	0,078995
1,8	0,07423
2,0	0,072115

Anhang 2

Seite 4-57	in Formel 4-76:	ξ statt E
Seite 4-59	Zeile 8:	$N_x = 1-G(x)$ statt $N_x = -G(x)$
	Zeile 17:	$N_x \leq 0.1$ statt $N_x \geq 0.1$
Seite 4-63	Formel 4-89:	$\gamma = 1 - [\underline{p}_1(\lambda_1)]^{n_1}$ statt $\gamma = 1 - [\underline{p}_1(\lambda_1)]^{v_1}$
	Zeile 17:	$\bar{\mu}_1$ statt μ_1
Seite 4-64	Zeile 2:	$\underline{p}_1(\lambda_1)$ statt $p_1(\lambda_1)$
Seite 4-66	Zeile 3:	m_1 statt m_k
	Zeile 10:	$P\{X > \lambda_1^*\}$ statt $P\{X \geq \lambda_1^*\}$
	Zeile 13:	4-90 statt 4-50
Seite 4-69	Zeile 15:	γ statt α
Seite 4-70	Zeile 5:	γ_b statt γ_6
Seite 4-75	Formel 4-133:	$D_1(\gamma)$ statt $D_1(\alpha)$
	Zeile 12:	σ statt \bar{Y}
Seite 4-76	Zeile 6:	\bar{Y} statt n
	Zeile 7:	n statt σ
Seite 4-77	Zeile 9:	$Y_z = \bar{Y} + z \cdot s$ statt $Y_z = \bar{Y} + z_s$
Seite 4-84	Formel 4-162:	$k = \frac{m_o \cdot m_s}{\sigma}$ statt $k = \frac{m_o m}{\sigma}$
Seite 4-86	Zeile 13:	4-173 statt 4-183

K o m m e n t a r
zur

Interatomstudie

bezüglich der AIPA-Studie Abschnitt 4.5.2.2

Die Bemerkungen von Interatom bezüglich des Verfahrens zur Schätzung der Parameterwerte μ und σ sind als richtig anzusehen. An sich ist das in der AIPA-Studie angegebene Verfahren geeignet zur Schätzung der beiden Parameter. Jedoch muß man - wie ganz richtig in der Interatomstudie bemerkt wird - berücksichtigen, für welche Bereiche der Versagenswahrscheinlichkeit die Schätzwerte schließlich verwendet werden sollen.

Wenn also in einer konkreten Situation ähnliche Daten wie im angegebenen Beispiel zusammen mit den entsprechenden Ungenauigkeiten auftreten können, so ist dieses Beispiel ein hinreichender Grund für die Ablehnung des Verfahrens. Entscheidend ist also die Frage, ob Daten mit entsprechenden Unsicherheiten wie die im Beispiel angegebenen auftreten können, eine Frage, die wir nicht beantworten können. (Die Zahlen $\alpha_1 = 5$ bzw. $\alpha_2 = 7$ werden allerdings in der AIPA-Studie im Anhang 3 Seite 25 genannt.) Die in dem Beispiel der Interatomstudie berechneten Werte im Anhang 1 sind als korrekt anzusehen.

Die daran anschließende Herleitung eines Verfahrens "nach Newmark" (unveröffentlicht) erscheint ebenfalls korrekt zu sein, wobei jedoch stets zu beachten ist, daß es sich dabei nur um eine relativ grobe Näherung handelt, deren Fehlermöglichkeiten ohne ausreichende empirische Untersuchungen praktisch nicht abzuschätzen sind.

(Prof. Dr. B. Rauhut) (Dr. Eugen Krug)

B e r i c h t
über den Teil 4.7
"Uncertainty Analysis
der AIPA-Studie

Im Abschnitt 4.7 der AIPA-Studie wird das Ausfallverhalten eines Systems untersucht, das aus einer Anzahl hintereinandergeschalteter Komponenten besteht. Jede einzelne Komponente kann mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit ausfallen; gesucht ist die Ausfallwahrscheinlichkeit insgesamt des Systems.

Die Behandlung dieses Problems in der Studie erscheint in zwei Punkten bedenklich:

1. Da der Begriff der bedingten Wahrscheinlichkeit nirgends auftaucht, muß - auch durch die Art der verwendeten Formeln bedingt - angenommen werden, daß eine Unabhängigkeit des Ausfalls verschiedener Komponenten angenommen wird. Diese Annahme scheint jedoch in den meisten Fällen auf keinen Fall gerechtfertigt zu sein. Liegen aber die bedingten Wahrscheinlichkeiten, daß eine Komponente ausfällt, wenn eine andere ausgefallen ist, in einem Bereich, der nicht zu vernachlässigen ist, dann müssen die vorgelegten Rechnungen durchweg als zu optimistisch abgelehnt werden.

Handelt es sich jedoch bei den gegebenen Wahrscheinlichkeiten um bedingte Wahrscheinlichkeiten, dann ist das angegebene Verfahren (unter den Bedingungen von 2.) korrekt und liefert eine Abschätzung der Gesamtausfallwahrscheinlichkeit.

2. Da die Ausfallwahrscheinlichkeiten der einzelnen Komponenten unbekannt sind, wird in der Studie eine Bayes'sche Vorbewertung gewählt, wobei die unbekannten Wahrscheinlichkeiten als Zufallsvariablen interpretiert werden. Als Vorbewertung wird die lognormal-Verteilung herangezogen.

Die Begründung dafür erscheint plausibel (und zudem konservativ). Allerdings wird nicht angegeben, wie die Parameter dieser Verteilung bestimmt werden sollen. Gerade die Bestimmung der Parameter jedoch scheint uns ein wichtiger und schwieriger Punkt zu sein.

Unter der Annahme, daß alle bedingten Wahrscheinlichkeiten ebenfalls der lognormal-Verteilung genügen, sind die Herleitungen der Formeln korrekt durchgeführt.

(Prof. Dr. B. Rauhut) (Dr. Eugen Krug)

B e r i c h t
zur AIPA-Studie
Abschnitt 4.7

Betrifft: Verwendung der lognormal-Verteilung als a priori-Verteilung
von Ausfallwahrscheinlichkeiten

In der AIPA-Studie Absatz 4.7 werden unbekannte Ausfallwahrscheinlichkeiten nach der Methode von Bayes mit a priori-Wahrscheinlichkeiten belegt. Dabei wird davon ausgegangen - ausgehend von der Literatur - daß eine lognormal-Verteilung der Wahrscheinlichkeiten vorliegt.

Diese Annahme besitzt einige Vorzüge: Sind Zufallsvariablen lognormalverteilt und bildet man ihr Produkt, dann läßt sich dieses durch Logarithmieren darstellen als eine Summe von normalverteilten Zufallsvariablen. Die Summe von normalverteilten Zufallsvariablen ist jedoch selbst wieder eine normalverteilte Zufallsvariable, so daß die Berechnungen denkbar einfach werden.

Diese einfache Berechenbarkeit ist jedoch nur bei Vorliegen von lognormal-Verteilungen gegeben, so daß diese Annahme von der Verwendbarkeit in der Praxis her gerechtfertigt erscheint. Zudem bewirkt sie eine konservative Schätzung der vorliegenden Wahrscheinlichkeiten, da sie höhere Wahrscheinlichkeitswerte eher über- als unterbewertet. Außerdem ist sie durch zwei Parameter bereits festgelegt. Wie allerdings diese zu schätzen sind, wird in der AIPA-Studie nicht angegeben.

Einwände gegen die Annahme einer lognormal-Verteilung können wie folgt angegeben werden:

Der Bayes'sche Ansatz mit der Verwendung von a priori-Verteilungen ist sehr umstritten und wird von der Mehrheit der Statistiker abgelehnt.

Dies ist jedoch eine mehr philosophische Kontroverse, die mit mathematischen Methoden nicht geklärt werden kann.

Mehr mathematischer Art ist der Einwand, daß die lognormal-Verteilung auf der gesamten positiven Halbachse der reellen Zahlen positiv ist, während Wahrscheinlichkeiten nur zwischen 0 und 1 liegen. Es wäre daher denkbar, statt einer lognormal-Verteilung etwa eine Betaverteilung als a priori-Verteilung anzunehmen, zumal diese Verteilung durch entsprechende Wahl ihrer Parameter sehr gut auf einem beschränkten Träger tatsächlich vorliegenden Verteilungen angepaßt werden kann.

Die Frage, ob andere Wahrscheinlichkeitsverteilungen als a priori-Verteilungen herangezogen werden sollten ist jedoch insofern mehr akademisch, als es zum Teil nur mit enormen Schwierigkeiten, zum Teil wohl gar nicht möglich wäre, analytische Ausdrücke für die gesuchten zusammengesetzten Wahrscheinlichkeiten zu erhalten. In diesen Fällen wären nur noch Simulationsuntersuchungen möglich mit Hilfe der Monte Carlo-Methode. Dies hat jedoch den Nachteil eines relativ hohen Rechenaufwandes, wobei nur approximative Werte erreicht werden können (geschlossene mathematische Ausdrücke ohnehin nicht), deren Genauigkeit man meist noch nicht einmal genau abschätzen kann.

Insgesamt gesehen scheint das Vorgehen in der AIPA-Studie unserer Ansicht nach in diesem Punkt von der Berechenbarkeit her gesehen recht vernünftig zu sein, ohne daß es jedoch in letzter Konsequenz zu überzeugen vermag, insbesondere deshalb, weil eine Angabe über das Schätzen der Parameter völlig fehlt. Damit wäre nämlich auch eine Möglichkeit gegeben, die Richtigkeit der Annahme einer lognormal-Verteilung auf statistischem Wege anhand von Daten zu überprüfen.

(Prof. Dr. B. Rauhut) (Dr. Eugen Krug)

6. KRITISCHE BEWERTUNG DES LOSEP-STÖRFALLS DER
AIPA-STUDIE

INTERATOM, BERGISCHE-GLADBACH 1
WEHLING

INTERATOM <small>INTERNATIONALE ATOMREAKTORBAU GMBH</small>		Notiz / Protokoll Arbeitsanforderung			Nr. <u>32.2905.+</u>		5. JULI 1977 tvs-107249	
Von Wehling		Abl./Stelle 7230	Zeichen Weh/tvs	Textseiten 20	Anlagen 3	UA 53	Datum 14.06.77	
An ISF (KFA)		Abt./Stelle W. Wehling		S. K. Sachschlüssel				
Unterschrift W. Wehling		Projektbezeichnung AIPA-Studie						
Gegenseignung Zeiler		Auftrags-/Teilprojekt-Nummer 2240						
		Zu Arbeitsanforderung-/Versuchs-Nummer 58.02094.7						
Verteiler ISF (Herr Dr. Kröger) 3x GHT (Herr Dr. Jahns) 7000, 7200, 7230 3x				Betreff Kritische Bewertung des LOSP- Störfalls der AIPA-Studie Abschlußbericht				
Zusammenfassung: <p>Im Auftrag des Instituts für Nukleare Sicherheitsforschung der KFA wurde eine kritische Beurteilung des Störfalls "Loss of offsite power" (LOSP) der AIPA-Studie (Accident Initiation and Progression Analysis, HTGR) hinsichtlich der Durchführung des Störfallablaufs und der Bestimmung der Verzweigungswahrscheinlichkeiten durchgeführt.</p> <p>Als wichtigstes Ergebnis kann festgestellt werden, daß die einzelnen Zweigwahrscheinlichkeiten bei detaillierterer Anwendung der Event-Tree-Methode, bei genauerer Beachtung des Anlagenverhaltens und bei Verwendung nicht so optimistischer Daten zum Teil um mehrere Größenordnungen höher liegen als in der Studie angegeben.</p> <p>Soweit die Einflüsse auf die einzelnen Zweigwahrscheinlichkeiten im Rahmen dieser Arbeit abgeschätzt wurden, wirken sich diese höheren Wahrscheinlichkeiten mit den in der Studie errechneten radiologischen Auswirkungen jedoch nur um etwa eine Größenordnung auf das mit dem Störfall verbundene Risiko aus.</p>								

1. Aufgabe

Im Auftrag des Instituts für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich (ISF) wurde im Rahmen einer kritischen Bewertung der HTGR-AIPA-Studie (Accident Initiation and Progression Analysis) der Störfallablauf "Loss of offsite power" (LOSP) auf die folgenden Gesichtspunkte hin untersucht:

- richtige Anwendung der Event-Tree-Methode
- Abbildung des Anlagenverhaltens im Event-Tree
- Verzweigungswahrscheinlichkeiten im Event-Tree
- Auswirkungen möglicher Kritikpunkte auf die Ergebnisse.

Für die Untersuchung wurde der in Band IV beschriebene Ablauf (Seite 4-25 bis 4-39 und A2-1 bis A2-46) zugrunde gelegt.

Im Folgenden werden unter Punkt 2. die wichtigsten Kritikpunkte zusammengefaßt. Unter Punkt 3. werden die einzelnen Verzweigungsereignisse detaillierter kommentiert und unter Punkt 4. wird eine Zusammenfassung der Auswirkungen auf die Ergebnisse der Studie gegeben.

2. Zusammenfassende Bemerkungen zu den Untersuchungsgesichtspunkten

a) Richtige Anwendung der Event-Tree-Methode

Die angewandte Event-Tree-Methode entspricht der üblichen Störfallablaufanalyse. Die Verzweigungswahrscheinlichkeiten der Einzelereignisse im Störfallablauf wurden nicht durch Simulationsmethoden sondern durch analytische Rechnungen gewonnen.

Reparaturmöglichkeiten werden insofern mit in den Ablauf eingerechnet, als die, bedingt durch das träge Verhalten des HTR, zur Verfügung stehende Zeit nach einem Gesamtausfall von Teilsystemen bis zur Erreichung unzulässiger Temperaturen für die Reparatur der Systeme berücksichtigt wird. Außerdem werden für die einzelnen Stränge des Hilfs-Nachwärmeabfuhr-Systems (CACS) Ersatz-Fehlerraten per Simulation ermittelt, die eine Reparatur der Stränge, soweit überhaupt Redundanz innerhalb eines Stranges vorhanden ist, enthält.

Nicht berücksichtigt werden im Ablauf Reparaturmöglichkeiten bei Teilausfällen der Systeme (insbesondere bei dem CACS) während des Betriebes. Das wirkt sich im allgemeinen auf die Ergebnisse in pessimistischer Richtung aus.

In optimistischer Richtung wirkt sich dagegen aus, daß die Abläufe zu wenig differenziert werden. Die Tatsache, daß z. B. für den Start und den Betrieb des CACS nur jeweils der komplette Ausfall im Ablauf enthalten ist und nicht Teilausfälle beim Start und Teilausfälle im Betrieb führt dazu, daß, zumindest bei Verwendung realistischer Daten, bei bestimmten Abläufen die Zweige, die das Ergebnis bestimmen, überhaupt nicht im Ablauf vorkommen (siehe Punkt 3. und Abb. 2).

Eine weitergehende Aufteilung der Einzelereignisse ist auch erforderlich, um die Möglichkeit von Reparaturen nach dem Ausfall des CACS richtig berücksichtigen zu können. So wäre z. B. die Wahrscheinlichkeit für Versagen bei Event 8 (Core cooling restored) in dem Zweig BD für den Fall, daß das CACS nur durch den Ausfall der Diesel versagt, nicht 0.61 sondern $5 \cdot 10^{-3}$, da in diesem Fall nur die Zeit bis zur Wiederherstellung des Netzes berücksichtigt werden muß.

Weiterhin müßte auch die Ausfallrate der CACS-Loops unterteilt werden in eine Rate für schwer zugängliche Komponenten im Primärkreis mit langer Reparaturzeit und eine Rate für Komponenten mit normalen Reparaturzeiten. Die Verwendung eines mittleren Wertes bei so unterschiedlichen Reparaturzeiten (12 h - 130 h) kann zu falschen Ergebnissen führen. Für die in der Studie verwendeten Daten wäre z. B. die Unverfügbarkeit eines Loops zu Beginn des Betriebes ohne Diesel bei Unterteilung:

$$\begin{aligned} U_1 &= 6 \cdot 10^{-4} && \text{mit 130 h mittlerer Rep.-Zeit} \\ U_2 &= 3 \cdot 10^{-4} && \text{mit 12 h mittlerer Rep.-Zeit} \end{aligned}$$

während

$$U = 9 \cdot 10^{-4} \quad \text{mit 19 h mittlerer Rep.-Zeit}$$

benutzt worden ist.

Insgesamt muß man sagen, daß mit angemessenem Aufwand eine richtige und vollständige Berücksichtigung der angegebenen Punkte bei der Ermittlung der Verzweigungswahrscheinlichkeiten nur mit Hilfe der gemeinsamen Simulation der Ereignisse "CACS-Start", "CACS-Betrieb" und "Core cooling restored" möglich ist.

b) Abbildung des Anlagenverhaltens im Ablauf

Das Verhalten der Anlage ist in mehreren Punkten nicht richtig wiedergegeben worden.

Es ist nicht richtig, den Ablauf nach dem gelungenen Start der Filtersysteme abubrechen. Hier muß auch der langfristige Betrieb der Systeme betrachtet werden, zumal sie nach Anforderung nicht mehr reparierbar sind,

da sie in dem zu dem Zeitpunkt nicht mehr begehbaren Containment angeordnet sind.

Außerdem wird in allen Zweigen davon ausgegangen, daß für den Start des Filtersystems rechtzeitig die Energieversorgung zur Verfügung steht. Das ist aber in einigen Zweigen nicht der Fall.

Bei der Möglichkeit das CACS oder die Hauptloops zu reparieren, bis unzulässige Temperaturen im Core erreicht werden (Event 8) wird in allen Zweigen davon ausgegangen, daß die Hauptloops und das CACS dafür zur Verfügung stehen. Das ist jedoch nur für den Zweig mit CACS-Ausfall beim Start richtig. In den übrigen Zweigen ist das Gelingen der rechtzeitigen Reparatur der Hauptloops schon bei Event 6 mit eingerechnet. Dieses doppelte Ansetzen der Hauptloops macht sich besonders in den Zweigen mit langfristiger NWA über das CACS bemerkbar. Während sich die Verzweigungswahrscheinlichkeit für Event 8 z. B. im Zweig AZ nicht wesentlich ändern würde, läge sie im Zweig AV statt bei $8 \cdot 10^{-4}$ zwischen 0,2 und 0,6.

Bei Event 3 ist die Möglichkeit, daß die Turbine durch Auffall von Hauptloops beim Abfahren auf Eigenbedarf in Schnellschluß geht nicht berücksichtigt (siehe Punkt 3.).

c) Verzweigungswahrscheinlichkeiten

Bei der Bestimmung der Verzweigungswahrscheinlichkeiten spielen natürlich alle unter a) und b) genannten Kritikpunkte eine Rolle.

Außerdem muß dazu gesagt werden, daß ein großer Teil der Komponenten-Ausfallraten und Unverfügbarkeiten sehr optimistisch ausgewählt worden sind.

d) Auswirkungen auf die Ergebnisse

Die angegebenen Kritikpunkte haben zum Teil gegenläufige Auswirkungen und zum Teil haben sie auf Grund der benutzten Daten nur wenig Einfluß auf die Ergebnisse.

Insgesamt zeigen aber die unter Punkt 3. und 4. angegebenen Abschätzungen, daß sowohl von der Anwendung der Methoden, als auch von den benutzten Daten her, eine realistischere Durchführung des Ablaufs zu zum Teil wesentlich höheren Werten der einzelnen Zweigwahrscheinlichkeiten führt.

Für die Verzweigungen, bei denen der Einfluß der genannten Punkte abgeschätzt worden ist, ergibt sich eine Verschiebung des wahrscheinlichsten Zweiges von dem Zweig BD (Ausfall der Kühlung und Filtersystem intakt) zu dem Zweig BE (Ausfall der Kühlung und Filtersystem ausgefallen), bzw. zu einem in der Studie nicht enthaltenen Zweig mit Ausfall des Filtersystems nach längerem Betrieb. Die Wahrscheinlichkeit von BE erhöht sich dabei um etwa 4 Größenordnungen (siehe Tabelle unter Punkt 4).

Da es im Rahmen dieser Arbeit nur darum geht, festzustellen ob die einzelnen Zweigwahrscheinlichkeiten richtig bestimmt worden sind, wird auf das mit dem Störfall verbundene Risiko nicht näher eingegangen. Es soll hier nur darauf hingewiesen werden, daß sich für die Zweige BD und BE, mit den in Tab. 4-7 u. Abb. 4-19 in Vol. IV der Studie angegebenen radiologischen Auswirkungen die Änderungen nur mit etwa einer Größenordnung für die Ganzkörperbelastung und etwa 2 Größenordnungen für die Schilddrüsenbelastung niederschlagen (siehe Abb. 3).

Zur Auswahl des Störfalls muß noch bemerkt werden, daß er nicht wie in der Studie behauptet wird als repräsentativer Störfall in dem Sinne angesehen werden kann, daß er das Risiko aller Störfälle, die mit relativ hoher Wahrscheinlichkeit das CACS und die Notstromversorgung anfordern, abdeckt. Die geringe angenommene Netzausfalldauer von 0,25 h spielt bei einigen Verzweigungswahrscheinlichkeiten eine wesentliche Rolle, da nach dieser Zeit nicht nur das Netz sondern auch, nach einer Anfahrzeit, die Hauptloops wieder zur Verfügung stehen.

In dem beschriebenen Sinne repräsentativ wäre also ein Störfall, der mit ähnlich hoher Wahrscheinlichkeit den Ausfall der Eigenbedarfsversorgung verursacht und wesentlich längere Zeit zur Wiederherstellung der Versorgung oder zumindest zur Wiederherstellung des Betriebes der Hauptloops erfordert (siehe Punkt 3.).

3. Kommentare zu den Einzelereignissen des Störfallablaufs

Event 1: LOSP-Occurence rate

Die Ausfallrate des Netzes von $10^{-1}/a$ ist realistisch und stimmt auch mit der für deutsche Anlagen benutzten Rate überein.

Die Ausfalldauer von 0,25 h (MTTR-Netz) ist jedoch optimistisch, da einerseits mit der Auswahl dieses Störfalls der Anspruch erhoben wird, einen repräsentativen Fall für den Ausfall der Eigenbedarfsversorgung gewählt zu haben, andererseits aber die Wahrscheinlichkeiten einiger Verzweigungen im Ablauf stark von der kurzen MTTR abhängig sind und andere Ausfälle mit länger dauerndem Verlust der Eigenbedarfsversorgung nicht betrachtet werden.

Bei einer mittleren Netzausfalldauer von 1 h wie sie auch im WASH 1400 / 1 / für LWR-Anlagen benutzt wurde, ist z. B. die Wahrscheinlichkeit für Versagen bei Event 3 nicht $2 \cdot 10^{-4}$ sondern $6,2 \cdot 10^{-4}$.

Bei Event 6 geht diese Zeit in der Weise ein, daß über längere Zeit mit wesentlich schlechterer Ausfallrate gerechnet werden muß und daß die Zeit bis zur Wiederinbetriebnahme der Hauptloops länger ist. Bei Event 8 ist ebenfalls in einigen Zweigen die Zeit bis zum Wiederanfahren der Hauptloops abhängig von der Netzausfalldauer.

Bei Event 10 wäre z. B. für den Zweig BE (Ausfall der Core-Kühlung und Ausfall des Filtersystems) die Unverfügbarkeit für den rechtzeitigen Start des Filtersystems auf Grund der fehlenden Energieversorgung nicht $2 \cdot 10^{-3}$ sondern 0,3.

Die Art und die Wahrscheinlichkeit anderer Störfälle, mit längerem Verlust der Eigenbedarfsversorgung oder mit längerer Dauer bis zur Wiederinbetriebnahme der Hauptloops, sind stark abhängig von dem Netzanschluß der Anlage. Da dieser für die hier betrachtete Anlage nicht bekannt ist, sollen für einen Netzanschluß, wie er für die Fulton-Anlage vorgesehen war, Beispiele für solche Störfälle angegeben werden.

Es müßte z. B. der Störfall "Ungewollte Schnellabschaltung und Versagen der Abtrennung des Generators von den EB-Schienen" betrachtet werden. Mit den unten angegebenen Daten wäre die Wahrscheinlichkeit für den Verlust der Energieversorgung für die Hauptloops $10^{-2}/a$ mit einer mittleren Dauer von 10 h. Obwohl bei der vorausgesetzten Art der Netzeinspeisung die Notstromschienen noch mit dem Anfahrnetz versorgt werden können, wäre die Wahrscheinlichkeit für den Zweig BE um etwa 3 Größenordnungen höher als sie in der Studie angegeben ist.

Ein weiterer Einleitungstörfall, der sich, obwohl er eine geringere Eintrittswahrscheinlichkeit hat, auf die Zweigwahrscheinlichkeiten noch stärker auswirkt ist:

"Ausfall des Eigenbedarfstransformators im Anfahrnetz und ungewollte Schnellabschaltung während der Reparatur des Transformators". Mit den ebenfalls unten angegebenen Daten ist die Eintrittswahrscheinlichkeit $2 \cdot 10^{-3}/a$. In diesem Fall sind das NWA-System und alle anderen Systeme für eine mittlere Zeit von 50 h auf die Energieversorgung von den Dieseln angewiesen. Für die Zweige mit Startversagen der NWA bzw. kurzfristige NWA wurden die Zweigwahrscheinlichkeiten abgeschätzt (siehe Tab. unter Punkt 4).

Der Einfluß der Störfallauswahl, wie auch der anderen Kritikpunkte, auf die langfristige NWA kann im Rahmen dieser Arbeit nicht abgeschätzt werden, da hierzu, wie schon unter Punkt 2 b) bemerkt, Simulationsmethoden verwendet werden müssen, um realistische Ergebnisse zu erhalten.

Daten zu den angegebenen Einleitungstörfällen:

Anzahl ungewollter Abschaltungen	10/a	/ 1 /
Schalter öffnet nicht	$10^{-3}/\text{Anf.}$	/ 1 /
Reparaturzeit Schalter	10 - 20 h	/ 2 /
EB-Trafo (Kurzschluß oder Unterbrechung)	$2 \cdot 10^{-6}/h$	/ 1 /
Reparaturzeit Trafo	50 - 150 h	/ 2 /
Unverfügbarkeit Trafo	$2 \cdot 10^{-6} \cdot 10^2 = 2 \cdot 10^{-4}$	

Event 2: Turbine remains on line

Die Versagenswahrscheinlichkeit von 10^{-1} ist realistisch.

Event 3: Hot Standby maint. during outage

Die Versagenswahrscheinlichkeit von $2 \cdot 10^{-4}$ ist stark von der Netzausfalldauer abhängig.

Die benutzte Statistik ist nicht repräsentativ für die gewünschte Aussage. Es ist in der Studie darauf hingewiesen worden, daß die Statistik viele Ereignisse enthält, die aus dem wesentlich stabileren Zustand des Vollastbetriebes entstanden sind. Wenn man die Aussage unter A 2.2 berücksichtigt, daß fast alle amerikanischen Anlagen bei LOSP die Turbine abschalten heißt das, daß fast alle Ereignisse aus Voll- oder Teillastbetrieb entstanden sind.

Die Annahme, daß dieser günstigere Ausgangszustand dadurch kompensiert wird, daß die Zahl der Ereignisse bei PWRs mehr als doppelt so hoch ist wie bei HTRs ist durch nichts gerechtfertigt.

Es ist auch nicht gerechtfertigt, die Ausfallwahrscheinlichkeit der Hauptloops ohne Prüfung zu vernachlässigen, da beim Abfahren der Loops auf 25 % Leistung sehr viele Schaltmaßnahmen erforderlich sind. Ohne die genaue Funktionsweise der NWA mit den Hauptloops zu kennen, kann man bei Beachtung der erforderlichen Maßnahmen (Regelung von Speisewasser, Gebläseturbine, Dampferzeuger, Öffnen und Schließen von Ventilen in Dampf- und Wasserleitungen), die zum Teil auch nicht ohne Einschränkungen im Betrieb getestet werden können, erwarten, daß eine Unverfügbarkeit von $5 \cdot 10^{-2}$ pro Loop nicht unterschritten werden kann. Bei Verwendung eines β -Faktors von $\beta = 0.085$ wie er auch für die Hilfsloops verwendet wurde, erhält man eine Wahrscheinlichkeit von etwa $4 \cdot 10^{-3}$ für Versagen der NWA mit den Hauptloops. Wenn man weiter annimmt, daß bei Ausfall von mindestens 3 Hauptloops durch Überfahren von Scramsignalen auf Grund von Druck- und Temperaturtransienten automatisch abgeschaltet wird, erhält man insgesamt eine Wahrscheinlichkeit von etwa $6 \cdot 10^{-3}$ für das Abschalten der Hauptloops und damit auch der Turbine.

Event 4: Reactor trip

Es ist nicht richtig, das Versagen eines Operators mit 10^{-3} pro Anforderung anzusetzen, wenn unmittelbar vorher der gleiche Operator schon einmal bei einer ähnlichen Maßnahme mit einer Wahrscheinlichkeit von 10^{-3} versagt hat / 3 /, zumal bei Versagen der automatischen Abschaltung für den Operator unter Umständen kein Signal für einen Eingriff zur Verfügung steht. Diese zu optimistische Annahme wird auch nicht durch die Einführung eines "intersystem dependency correction factor" kompensiert, der in diesem Fall die Wahrscheinlichkeit für das Versagen bei dem zweiten möglichen Eingriff des Operators um eine Größenordnung reduziert.

Andererseits könnte man in dem Teil des Fehlerbaums, der die Wahrscheinlichkeit für das Versagen des "Control-Rod-System" bestimmt, auf den Eingriff des Operators ganz verzichten, ohne das Gesamtergebnis wesentlich zu verschlechtern. Voraussetzung dabei ist allerdings, daß die Wahrscheinlichkeit für das Versagen der automatischen Abschaltung ausreichend klein ist. Darauf, ob der für diesen Fall angegebene Wert von $5 \cdot 10^{-7}$ realistisch ist, kann im Rahmen dieser Arbeit nicht eingegangen werden.

Ebenso kann hier, wegen nicht ausreichenden Informationen, nicht auf die Wahrscheinlichkeit für das Versagen des mechanischen Teils der Abschaltsysteme (10^{-6}) eingegangen werden. Dazu wäre es unter anderem auch erforderlich zu wissen, in welchen Konfigurationen die angegebenen 3 Stabpaare ausfallen dürfen, da es in der Wahrscheinlichkeit einen wesentlichen Unterschied ausmacht, ob die Stäbe beliebig verteilt ausfallen dürfen, oder ob bestimmte Konfigurationen (z. B. Ausfall 3 benachbarter Paare) ausgeschlossen werden müssen.

Event 5: Startup of CACS

Es wurde bereits darauf hingewiesen, daß es für die CACS-Start Verzweigung im Zusammenhang mit den folgenden Verzweigungen erforderlich ist, den Ablauf weiter zu differenzieren, als es in der Studie getan wurde.

Es ist zu unterscheiden zwischen Ausfällen in der Energieversorgung der Loops und Ausfällen in den wärmeübertragenden Teilen der Loops. Das ist erforderlich für die Verzweigungen "CACS Operation" und insbesondere wegen der Verwendung einer sehr kurzen Netzausfalldauer bei der Verzweigung "Core Cooling Restoration" (siehe Punkt 2 a).

Außerdem ist es erforderlich den Zweig "CACS-Start gelungen" zu unterteilen in Zweige mit Teilausfällen und einen Zweig mit vollständig intaktem System. Abb. 2 zeigt, daß ohne diese Aufteilung der wahrscheinlichste Zweig für das Versagen des Systems im Betrieb vernachlässigt wird.

In Abb. 1 ist die Aufteilung der CACS-Start Verzweigung angegeben, wie sie zur Abschätzung von Einflüssen auf die Ergebnisse für einen Teil des Ablaufs benutzt wird. Da es hier nur darauf ankommt auf prinzipielle Schwachstellen hinzuweisen, wird die Verzweigung auf 4 Ausgänge reduziert. Aus dem gleichen Grund wird auch keine für einen vollständigen Ablauf erforderliche Aufteilung der Ausfallraten in solche mit kurzer und langer Reparaturzeit vorgenommen. Diese Einflüsse wären bei einer vollständigen Durchführung des Ablaufs mit Simulationsmethoden sehr viel einfacher zu erfassen.

Die Daten zur Bestimmung der Verzweigungswahrscheinlichkeit sind sehr optimistisch ausgewählt worden. Die folgende Tabelle enthält eine Gegenüberstellung der Daten wie sie in der AIPA-Studie und im wesentlichen in der LWR-Studie / 1 / verwendet wurden (β -Faktoren wie in der AIPA-Studie).

	U_1 (AIPA)	U_2 (Referenz)	$(1-\beta) U_1$	$(1-\beta) U_2$	U_1/β	U_2/β	
Diesel	$2 \cdot 10^{-3}$	$3 \cdot 10^{-2}$	$1,9 \cdot 10^{-3}$	$2,8 \cdot 10^{-2}$	$1,5 \cdot 10^{-4}$	$2,3 \cdot 10^{-3}$	/ 1 /
Circulator valve	$3 \cdot 10^{-4}$	10^{-3}	$2,8 \cdot 10^{-4}$	$9,3 \cdot 10^{-4}$	$2,1 \cdot 10^{-5}$	$7 \cdot 10^{-5}$	/ * /
Circulator + motor	$3 \cdot 10^{-4}$	10^{-3}	$2,9 \cdot 10^{-4}$	$9,6 \cdot 10^{-4}$	$4 \cdot 10^{-6}$	$4 \cdot 10^{-5}$	/ 1 /
Pump	10^{-4}	10^{-3}	$9,6 \cdot 10^{-5}$	$9,6 \cdot 10^{-4}$	$4 \cdot 10^{-6}$	$4 \cdot 10^{-5}$	/ 1 /
Motor	10^{-4}		$9,6 \cdot 10^{-5}$		$4 \cdot 10^{-6}$		/ 1 /
Fan	10^{-4}	10^{-3}	$9,6 \cdot 10^{-5}$	$9,6 \cdot 10^{-4}$	$4 \cdot 10^{-6}$	$4 \cdot 10^{-5}$	/ 1 /
Loop mit Diesel			$2,7 \cdot 10^{-3}$	$3,2 \cdot 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-4}$	$2,5 \cdot 10^{-3}$	
Loop ohne Diesel			$2,6 \cdot 10^{-4}$	$3,8 \cdot 10^{-3}$	$4,5 \cdot 10^{-5}$	$1,9 \cdot 10^{-4}$	

* 10^{-3} ist ein mittlerer Wert zwischen dem sehr optimistischen Wert von $3 \cdot 10^{-4}$ und einem Wert, der mit einer Fehlerrate von $5 \cdot 10^{-6}/h$ und monatlichem Test errechnet wird.

Die Tabelle zeigt, daß die Unverfügbarkeit für einen Loop bei Verwendung gebräuchlicherer Daten um etwa eine Größenordnung höher liegt.

Event 6: CACS operates until main loops restored

Die Gesamtausfallrate für den Betrieb eines CACS-Loops von $1,2 \cdot 10^{-4}/h$ (ohne Energieversorgung) ist realistisch.

Kombinierte Start- und Betriebsausfälle sind nicht berücksichtigt worden. Diese Vernachlässigung macht sich jedoch bei den in der AIPA-Studie benutzten Daten kaum bemerkbar, ergibt aber falsche Ergebnisse, wenn man realistischere Daten verwendet, wie das folgende Beispiel zeigt.
(siehe auch Abb. 2)

	Ausfall 2v3 Loops oder im Betrieb	Ausfall 1v3 Loops und beim Start	Ausfall 1v 2 Loops im Betrieb	= Systemausfall
AIPA Daten	$5 \cdot 10^{-5}$	$+ 8 \cdot 10^{-3}$	$\cdot 10^{-3}$	$= 6 \cdot 10^{-5}$
reali- stischere Daten	$5 \cdot 10^{-5}$	$+ 10^{-1}$	$\cdot 10^{-3}$	$= 2 \cdot 10^{-4}$

Für die langfristige NWA wirkt sich die Tatsache, daß bei der analytischen Bestimmung der Verzweigungswahrscheinlichkeiten Reparaturen bei Teilversagen nicht berücksichtigt werden in pessimistischer Richtung aus.

Über den Einfluß von Ausfällen der Rückschlagklappen in den Haupt- und Hilfsloops (schließen nicht bei Ausfall des Loops) sind in der Studie keine Angaben gemacht worden. Diese möglichen Ausfälle haben Einfluß auf die Redundanz der Hilfsloops.

Für das Wiederaufstarten der Hauptloops sind keine Ausfälle berücksichtigt worden. Das gilt zumindest für den unteren Teil des Ablaufs wo angenommen wird, daß 5 h nach Reparatur des Netzes die Hauptloops wieder in Betrieb sind. Im oberen Teil des Ablaufs sind solche Ausfälle möglicherweise in der Statistik, mit der die 52 h bis zur Wiederinbetriebnahme der Turbine bestimmt wurden, enthalten.

Event 8: Core cooling restored

Es ist falsch, die Wahrscheinlichkeit für das Versagen der rechtzeitigen Wiederherstellung der Corekühlung aus dem Produkt der entsprechenden Wahrscheinlichkeit für die Haupt- und Hilfsloops zu errechnen, da mit der Wahrscheinlichkeit für die Reparatur der Hauptloops schon bei Event 6 multipliziert wurde. Richtig ist das nur für die Verzweigungen, die direkt an Event 5 anschließen (siehe Punkt 2 b). Bei diesen Verzweigungen ist dann allerdings auf andere Weise falsch (pessimistisch) gerechnet worden. Wenn man bei Event 5 die Verzweigungen entsprechend Abb. 1 aufteilt, kann man für den Zweig mit Versagen des CACS-Start allein durch die Energieversorgung bei Event 8 die Zeit für die Reparatur des Netzes einsetzen zur Berechnung der Reparaturwahrscheinlichkeit des CACS. Die Reparaturzeit des CACS geht dann nur in dem Zweig ein, in dem der CACS-Start Ausfall durch Ausfälle in den wärmeübertragenden Teilen der Loops zustande kommt.

Der zuerst genannte Punkt macht sich besonders bei der langfristigen NWA bemerkbar. Während für den Zweig AZ die Wahrscheinlichkeit für Versagen bei Event 8 nicht 0.63 sondern 0.73 wäre, läge sie z. B. für den Zweig AV nicht bei $8 \cdot 10^{-4}$ sondern zwischen 0,2 und 0,6.

Der zweite Punkt macht sich um so mehr bemerkbar, je geringer die Netz-Reparaturzeit gegenüber der Zeit bis zur Wiederinbetriebnahme der Hauptloops ist. Bei einer mittleren Netzausfalldauer von 0.25 h wäre die Wahrscheinlichkeit für Zweig BD statt 0.61 nur $5 \cdot 10^{-3}$, bei 1 h Ausfalldauer aber schon 0,23.

Warum die in der Studie angegebene mittlere Reparaturzeit des CACS nur 5 h beträgt ist nicht ersichtlich. Dazu soll bemerkt werden, daß in / 1 / für Dieselsysteme eine mittlere Reparaturzeit von 20 h angegeben ist.

Es soll hier auch noch bemerkt werden, daß keine Aussagen darüber gemacht werden, ob bei den zu erwartenden hohen Temperaturen (nach Angaben in der Studie etwa 800 °C) nach Ausfall der NWA die Hauptloops wie auch das CACS überhaupt wieder anlaufen können.

Event 9: Containment Isolation

Hier ist die Unverfügbarkeit für die Containment-Abschlußventile optimistisch gegenüber Daten in / 1 / angesetzt. Da die Wahrscheinlichkeit bei Event 9 im wesentlichen durch "common mode failure" bestimmt wird, wäre die Wahrscheinlichkeit für Versagen des Containmentabschlusses $1,4 \cdot 10^{-4}$ bei Benutzung von Daten aus / 1 / mit:

$$\begin{aligned} X_5 &= 3 \cdot 10^{-4} \\ X_6 &= 10^{-3} \end{aligned}$$

Außerdem soll hier noch angemerkt werden, daß die zur Ansteuerung des Systems in manchen Zweigen erforderliche Stromversorgung aus Batterien so ausgelegt sein muß, daß sie auch noch Stunden nach dem Ausfall der externen Energieversorgung zur Verfügung steht. Das ist bei LWR-Anlagen nicht üblich.

Event 10: Filter system

Für das Versagen des "Recirculation system" ist in dem Ablauf in der Studie nur die Unverfügbarkeit des Systems bei Anforderung angegeben worden. Es muß hier jedoch auch der langfristige Betrieb des Systems betrachtet werden, auch

wenn man davon ausgeht, daß die radiologischen Auswirkungen bei einem Ausfall nach längerem Betrieb geringer sind. Die Wahrscheinlichkeit für einen Ausfall geht mit der Zeit gegen 1, da das System nach Anforderung nicht mehr reparierbar ist.

Ob das System von den Notstromschienen versorgt werden kann, geht nicht eindeutig aus der Studie hervor. Man kann aber aus der Tatsache, daß in den Fehlerbaum nur "nonessential busses" eingehen und daraus, daß im Erdbebenstörfall das System nicht berücksichtigt wird schließen, daß eine Notstromversorgung nicht vorgesehen ist. Aus diesem Grund ist es nicht richtig, in allen Zweigen davon auszugehen, daß rechtzeitig Energie für das System zur Verfügung steht. In dem Zweig mit Ausfall des CACS-Start durch Ausfall der E-Versorgung ist die Wahrscheinlichkeit für Ausfall des Filtersystems nicht $2 \cdot 10^{-3}$ sondern 1, da bei Event 8 schon die Wahrscheinlichkeit dafür eingerechnet wurde, daß die E-Versorgung nicht rechtzeitig vorhanden ist. Das gilt auch, wenn das System mit Notstrom versorgt werden kann.

In dem entsprechenden Zweig mit Ausfall des CACS-Start durch Ausfall der wärmeübertragenden Komponenten wäre die Ausfallwahrscheinlichkeit für Event 10 nicht $2 \cdot 10^{-3}$ sondern

$$W = e^{-\frac{1,25}{0,25}} = 7 \cdot 10^{-3} \quad (\text{siehe auch Abb. 2}).$$

Eine Beurteilung des Fehlerbaums ist wegen fehlender Informationen über die Auslegung des Systems nicht möglich.

4. Zusammenstellung der Auswirkungen der Kritikpunkte auf die Ergebnisse

Für einige Zweige des Störfallablaufs sind die Wahrscheinlichkeiten unter Anwendung einiger der genannten Kritikpunkte abgeschätzt worden.

Zweig	1	2	3	4	5
AZ	$2 \cdot 10^{-7}$	$4 \cdot 10^{-7}$	$3 \cdot 10^{-7}$	10^{-6}	$2 \cdot 10^{-7}$
BA	$4 \cdot 10^{-10}$	$8 \cdot 10^{-10}$	$7 \cdot 10^{-10}$	$2 \cdot 10^{-9}$	10^{-6}
BB	10^{-11}	$3 \cdot 10^{-11}$	$5 \cdot 10^{-11}$	$2 \cdot 10^{-10}$	$2 \cdot 10^{-10}$
BD	10^{-6}	$4 \cdot 10^{-7}$	$4 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-6}$	ε
BE	$2 \cdot 10^{-9}$	10^{-8}	$9 \cdot 10^{-8}$	10^{-5}	10^{-5}
BF	$8 \cdot 10^{-11}$	$3 \cdot 10^{-11}$	$6 \cdot 10^{-9}$	$2 \cdot 10^{-9}$	10^{-9}
AQ	$6 \cdot 10^{-12}$	$8 \cdot 10^{-10}$		$8 \cdot 10^{-7}$	
X	-	$8 \cdot 10^{-7}$		$6 \cdot 10^{-6}$	

x Störfallablaufweg mit Ausfall des Filtersystems nach längerem Betrieb

1 In der AIPA-Studie angegebene Werte

2 Zweigwahrscheinlichkeiten bei Verwendung der in der AIPA-Studie angegebenen Daten und Berücksichtigung einiger die Anwendung der Methode betreffenden Kritikpunkte

3 Durchführung des Ablaufs wie in der Studie jedoch mit realistischeren Daten

4 Berücksichtigung einiger der genannten Kritikpunkte bei Verwendung realistischerer Daten

5 Wie 4, jedoch für den Einleitungsstörfall EB-Trafo Ausfall und Scram während der Reparaturzeit (siehe Punkt.3)

Die wichtigsten Schlußfolgerungen aus dem Vergleich der Spalte 1 (Wahrscheinlichkeiten in der AIPA-Studie) und der Spalte 4 (Wahrscheinlichkeit bei Korrektur der Anwendung der Methode und der Daten) sind unter Punkt 2 d) genannt.

Der Vergleich zwischen dem Unterschied in den Spalten 1 und 2 und dem Unterschied in den Spalten 3 und 4 zeigt, daß die Einflüsse stark von den benutzten Daten abhängen.

Es muß noch darauf hingewiesen werden, daß diese Ergebnisse kein vollständiges Bild über die Einflüsse der genannten Kritikpunkte wiedergeben, da im Rahmen dieser Arbeit nicht alle Einflüsse abgeschätzt werden konnten.

Referenzen

- / 1 / Reactor Safety Study WASH 1400 Oct. 1975

- / 2 / R.N. Allan et al.
 Reliability Effects of the Electrical Auxiliary
 Systems in Power Stations
 Intern. Conference on Reliability of Power
 Supply Systems Febr. 1977 London

- / 3 / Human Reliability Analysis
 Nuclear Safety Vol. 17 No. 3 1976

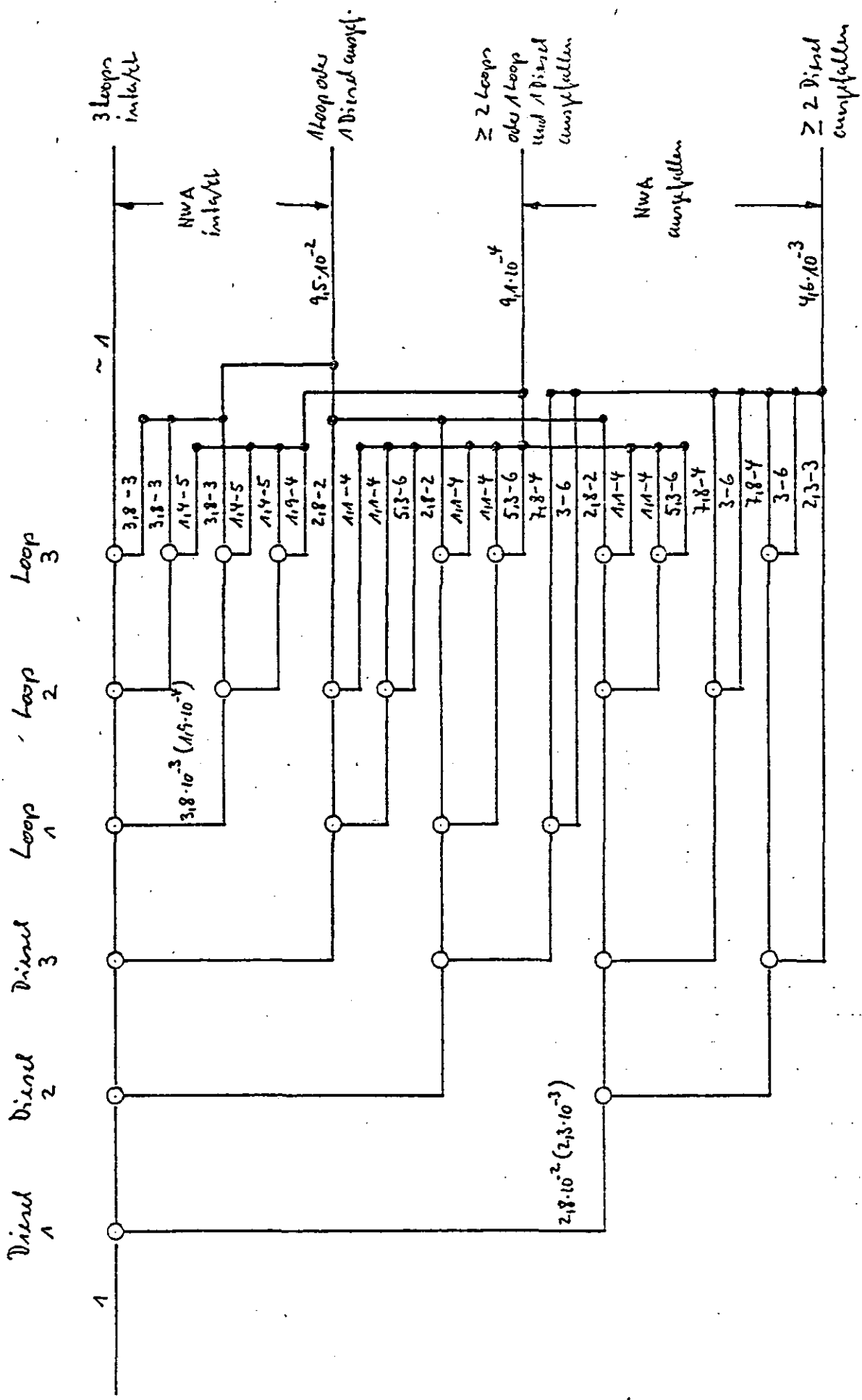


Abb. 1 Störfallablauf CACS - Start

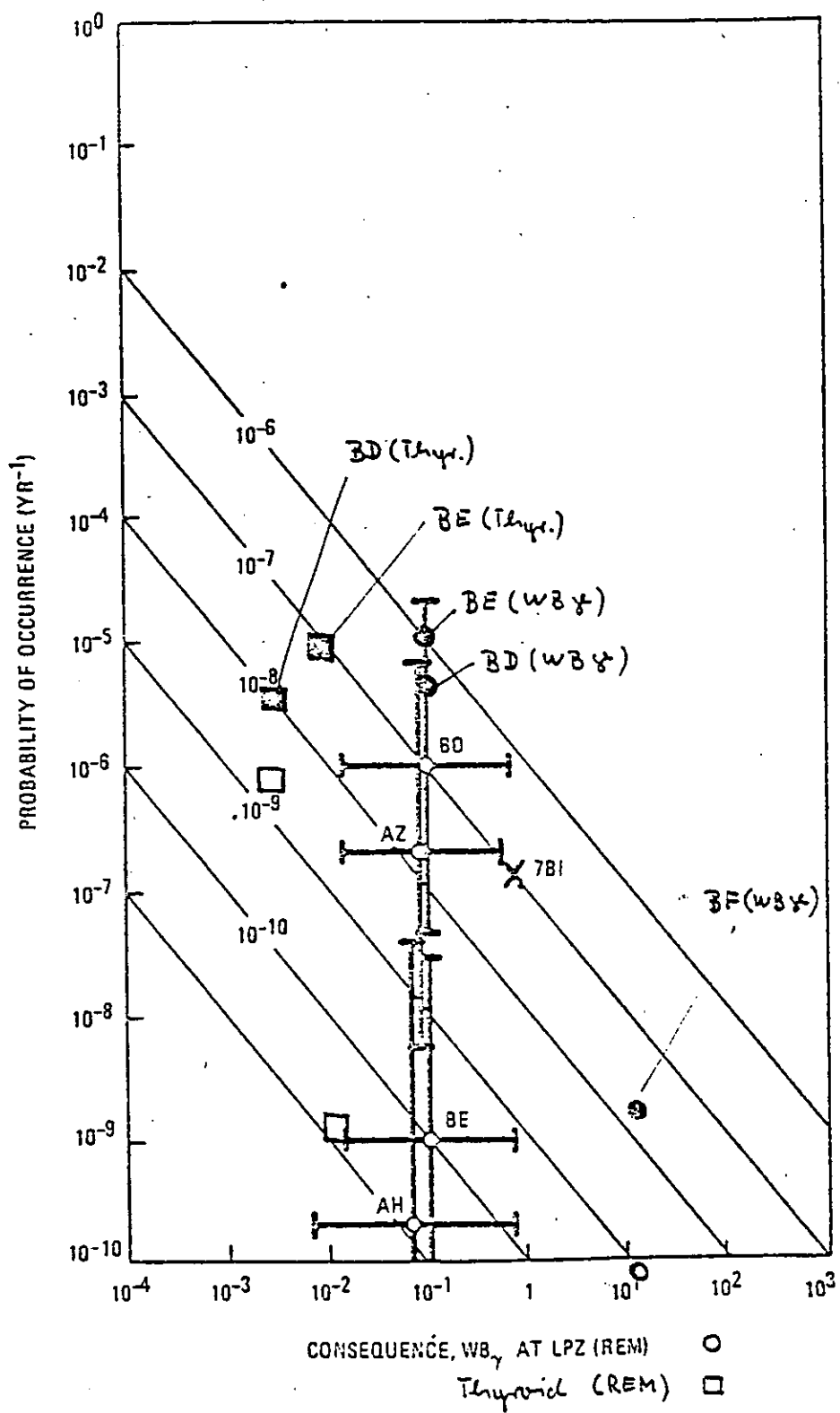


Fig. 4-19. Summary risk plot, loss of offsite power

7. DARSTELLUNG UND KRITISCHE BEWERTUNG DER
SEISMOLOGISCHEN GRUNDLAGEN
DER AIPA-STUDIE

L. AHORNER

ERDBEBENSTATION DER UNIVERSITÄT KÖLN IN BENSBERG,
BERGISCH-GLADBACH 1

Darstellung und kritische Bewertung der seismologischen Grundlagen der AIPA-Studie

Von Privatdozent Dr. Ludwig Ahorner, Erdbebenstation der Universität Köln in Bensberg

Die vorliegende Stellungnahme wurde in Zusammenarbeit mit Dr. W. Rosenhauer von der Firma Interatom in Bensberg verfaßt.

AIPA-Studie, Band III

Die im Band III enthaltene Vorabstudie wurde durch eine detaillierte Darstellung in Band IV ersetzt. Deshalb ist es nicht sinnvoll, auf die Aussagen in Band III, die von den Autoren im Band IV zum Teil selbst widerrufen werden, näher einzugehen.

AIPA-Studie, Band IV

A 3.2 Eintrittswahrscheinlichkeit des auslösenden Sicherheitserdbebens

Betrachtet werden vier Standorte in den östlichen Staaten der U.S.A., die alle in Gebieten mit verhältnismäßig geringer Seismizität liegen. Diese Standortauswahl ist etwas willkürlich und entspricht nicht den durchschnittlichen Standortbedingungen, da erfahrungsgemäß zumindest ein Teil der für Kernkraftwerke in Aussicht genommenen Standorte in Zonen mit mittlerer Seismizität liegt. In der Bundesrepublik befinden sich etwa ein Drittel der Kernkraftwerkstandorte in Gebietszonen mit höherer Seismizität als für die Standorte der AIPA-Studie angenommen.

Es handelt sich um folgende Standorte:

Standort	maximale beobachtete makroseismische Intensität MM-Skala in 120 Jahren	maximale Bodenbeschleunigung abgeleitet aus der beobachteten Intensität
1 Perry, Ohio	III - IV	0,007 g
2 Douglas Point, Maryland	III - IV	0,007 g
3 Clinton, Illinois	V	0,027 g
4 Allens Creek, Texas	II - III	0,003 g

Die Standorte 1, 2 und 3 liegen in der amerikanischen Erdbebenzone 1 (Algermissen 1969), in der geringfügige Gebäudeschäden bei Erdbeben auftreten können. Der Standort 4 liegt in der amerikanischen Erdbebenzone 0, die praktisch erdbebenfrei ist. Die Erdbebenzonen 2 und 3 sind durch keinen Teststandort vertreten. Dies bedeutet schon durch die Auswahl der Standorte eine Beeinflussung der Ergebnisse im Sinne einer Verringerung der Erdbebenrisiken.

Bei der Ermittlung der standortspezifischen jährlichen Überschreitenswahrscheinlichkeiten wird von der beobachteten Maximalintensität im Beobachtungszeitraum von 120 Jahren ausgegangen, wobei die makroseismische Intensität auf Grund von empirischen Zuordnungen in Beschleunigungsangaben umgesetzt wird. Meßwerte der Beschleunigung liegen also für die vier Standorte nicht vor.

Es ist kritisch anzumerken, daß der Beobachtungszeitraum von 120 Jahren viel zu kurz ist, um für einen Standort mit vergleichsweise geringer seismischer Aktivität das seismische Risiko zuverlässig abzuschätzen. Dies ist eine Schwierigkeit, mit der man auch in anderen Teilen der Erde mit geringer seismischer Aktivität (wie zum Beispiel in Mitteleuropa) zu kämpfen hat. Der einzig vernünftige Ausweg ist in solchen Fällen durch die Ausweitung der seismischen Risikoanalyse auf ein größeres Gebiet gegeben, wie sie etwa von Hsieh, T. et al. (1975) für die östlichen Staaten der U.S.A. vorgenommen wurde. Die Autoren der AIPA-Studie lehnen eine solche Vorgehensweise allerdings ab, weil sie davon ausgehen, daß durch eine Berechnung des durchschnittlichen seismischen Risikos für ein größeres Gebiet Standorte mit hoher seismischer Aktivität unterbewertet werden, Standorte mit niedriger seismischer Aktivität dagegen überbewertet. Diese Ansicht ist zwar im Prinzip richtig. Die dadurch hervorgerufene Falschbewertung ist aber weniger folgenschwer als jene, welche sich aus einer Falschbewertung auf Grund eines unzureichenden seismologischen Beobachtungsmaterials an einem einzelnen Standort ergibt.

Insofern ist die Vorgehensweise, welche in der AIPA-Studie zur Ermittlung der jährlichen Eintrittswahrscheinlichkeit von Erdbeben an bestimmten Standorten beschrieben wird, schon im Ansatz zu kritisieren.

In der AIPA-Studie wird versucht, aus der an den vier Standorten in 120 Jahren beobachteten Maximalintensität die jährliche Überschreitenswahrscheinlichkeit für die Bodenbeschleunigung a_0 der Sicherheitserdbeben ($\alpha = 1$) zu ermitteln. Die Festlegung der Bodenbeschleunigung der Sicherheitserdbeben erfolgt dabei nach Gesichtspunkten

punkten, welche in der Studie nicht näher erläutert sind:

Standort	Beschleunigung des Sicherheitserdbebens ($\alpha = 1$) a_0 / g
1 Perry	0,15
2 Douglas Point	0,13
3 Clinton	0,15
4 Allens Creek	0,03

Die Beschleunigungswerte für die Sicherheitserdbeben sind in Anbetracht der geringen Seismizität in der Umgebung der Standorte verhältnismäßig hoch angesetzt, sodaß erhebliche Extrapolationen von den beobachteten Werten (0,003 bis 0,027 g) bis zu den Werten der Sicherheitserdbeben (0,03 bis 0,15 g) erforderlich sind, die zu erheblichen Unsicherheiten führen.

Das eigentliche Ziel der AIPA-Studie ist, aus der standortabhängigen Angabe der Überschreitenswahrscheinlichkeit des Sicherheitserdbebens standortunabhängige Angaben über die Überschreitenswahrscheinlichkeiten zu gewinnen bis zum zweifachen Sicherheitserdbeben ($\alpha = 2$) und die Unsicherheitsfaktoren für diese Eintrittsraten zu berechnen.

Für die Bereiche in α werden folgende Ergebnisse angegeben (Band IV, Table A3-12 und A3-13):

Eintrittswahrscheinlichkeiten pro Jahr				
α	mittlerer Wert	unterer Wert	oberer Wert	mittlerer Unsicherheitsfaktor
1 - 1,2	$1,5 \cdot 10^{-8}$	$1,9 \cdot 10^{-10}$	$1 \cdot 10^{-6}$	78
1,2 - 1,4	$4 \cdot 10^{-9}$	$4,3 \cdot 10^{-11}$	$3,4 \cdot 10^{-7}$	91
1,4 - 1,6	$1,3 \cdot 10^{-9}$	$1,2 \cdot 10^{-11}$	$1,3 \cdot 10^{-7}$	104
1,6 - 1,8	$4,6 \cdot 10^{-10}$	$3,9 \cdot 10^{-12}$	$5,3 \cdot 10^{-8}$	116
1,8 - 2	$1,8 \cdot 10^{-10}$	$1,4 \cdot 10^{-12}$	$2,4 \cdot 10^{-8}$	129

Eine graphische Darstellung dieser Ergebnisse findet sich in der beigefügten Abbildung 1 (Seite 3a).

Kritischer Kommentar zu den Ergebnissen

Die Eintrittswahrscheinlichkeiten erscheinen um Größenordnungen zu gering, selbst wenn man berücksichtigt, daß durch die Auswahl der

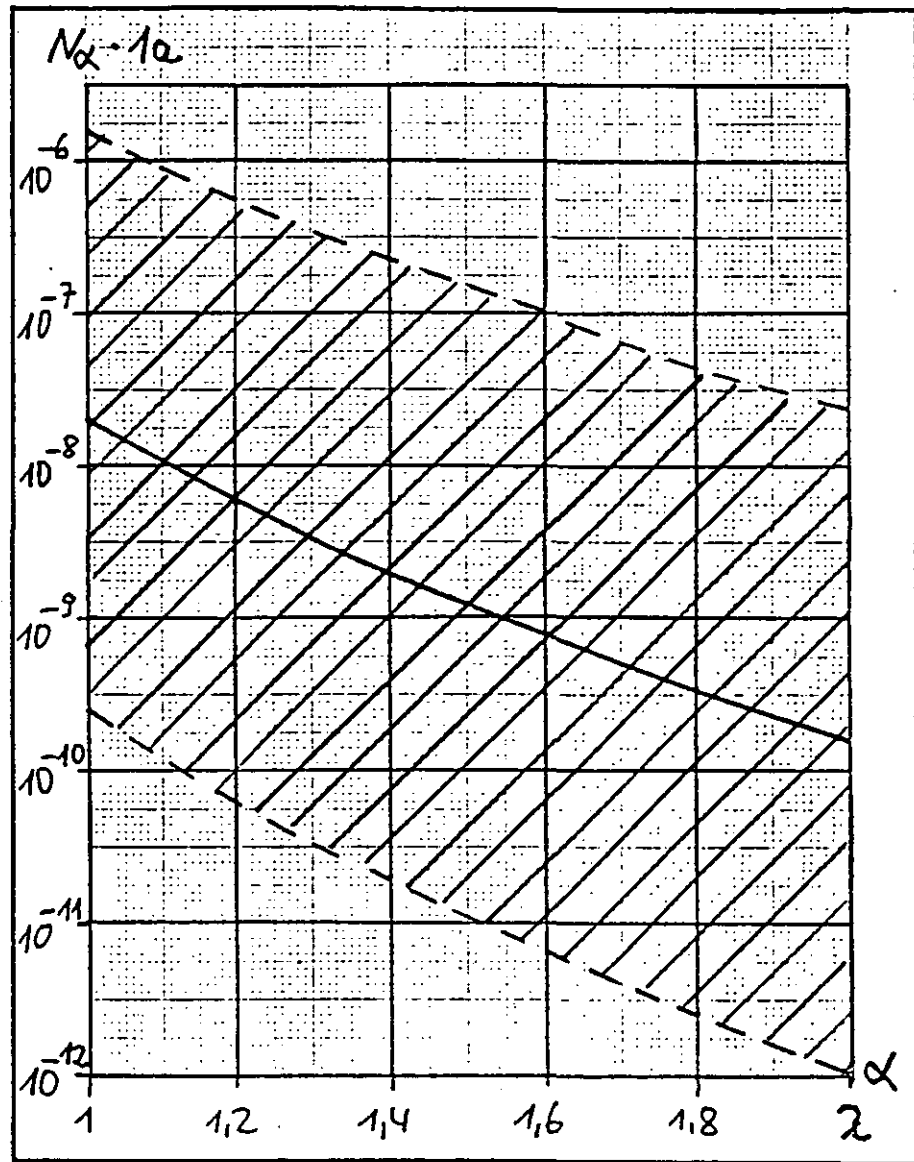


Abb.1 Überschreitensrate des α -fachen Sicherheitserdbebens gemäß AIPA-Studie, Band IV

Standorte (alle liegen in Gebieten mit vergleichsweise geringer seismischer Aktivität, die etwa jener der deutschen Erdbebenzonen 0 und 1 der KTA-Regel 2201.1 entspricht) und durch die Festlegung einer relativ hohen Beschleunigung des Sicherheitserdbebens eine unter dem Durchschnitt liegende Eintrittswahrscheinlichkeit für die Beschleunigung des Sicherheitserdbebens vorprogrammiert ist.

Daß die in AIPA-Studie ermittelten Eintrittswahrscheinlichkeiten wesentlich zu niedrig sind und damit nicht als realistische Werte für eine generelle Sicherheitsstudie für einen bestimmten Reaktortyp angesehen werden können, zeigt die nachfolgende Gegenüberstellung der Eintrittswahrscheinlichkeiten des α -fachen Sicherheitserdbebens für einen fiktiven Standort nach der AIPA-Studie und für zwei typische deutsche Standorte. Die Werte für die deutschen Standorte wurden nach der Methode von Ahorner & Rosenhauer (1975) gerechnet.

Vergleich der Eintrittswahrscheinlichkeiten pro Jahr
für das α -fache Sicherheitserdbeben (mittlere Werte)

α	nach AIPA-Studie	Standort Biblis	Standort Kalkar
1,0 - 1,2	$1,5 \cdot 10^{-8}$	$1,3 \cdot 10^{-4}$	$9,5 \cdot 10^{-6}$
1,2 - 1,4	$4,0 \cdot 10^{-9}$	$5,0 \cdot 10^{-5}$	$3,2 \cdot 10^{-6}$
1,4 - 1,6	$1,3 \cdot 10^{-9}$	$2,5 \cdot 10^{-5}$	$1,3 \cdot 10^{-6}$
1,6 - 1,8	$4,6 \cdot 10^{-10}$	$1,3 \cdot 10^{-5}$	$7,0 \cdot 10^{-7}$
1,8 - 2,0	$1,8 \cdot 10^{-10}$	$6,5 \cdot 10^{-6}$	$4,5 \cdot 10^{-7}$

Die für das Sicherheitserdbeben festgelegte Beschleunigung beträgt am Standort Biblis $a_0 = 0,15 \text{ g}$ und am Standort Kalkar $a_0 = 0,12 \text{ g}$. Beide Standorte liegen keineswegs in den am stärksten gefährdeten Gebietszonen der Bundesrepublik (Biblis in Zone 2, Kalkar in Zone 1 der KTA-Regel 2201.1).

Aus dem Vergleich geht hervor, daß in der AIPA-Studie mit jährlichen Eintrittswahrscheinlichkeiten für die Beschleunigung des α -fachen Sicherheitserdbebens gerechnet wird, welche etwa um drei bis vier Zehnerpotenzen niedriger sind als für normale Standorte in Mitteleuropa.

Daß diese extrem niedrigen Eintrittswahrscheinlichkeiten auch von amerikanischen Fachleuten angezweifelt werden, geht aus den Kommentaren im Band VIII der AIPA-Studie hervor (z.B. Kommentar B-4). Die AIPA-Autoren versuchen die Einwände im Kommentarband zu entkräften, führen dabei aber meines Erachtens völlig untaugliche Argumente an. Unter anderem wird auf ähnlich niedrige Eintrittswahrscheinlichkeiten verwiesen, welche angeblich in der Arbeit Ahorner & Rosenhauer (1975) für Mitteleuropa mitgeteilt wurden. Daß dies nicht zutrifft bzw. falsch aus der Publikation herausgelesen wurde, geht aus der obigen Vergleichstabelle hervor.

Es ist vielmehr so, daß die Ergebnisse von Ahorner & Rosenhauer (1975) für Eintrittswahrscheinlichkeiten der Beschleunigung des Sicherheitserdbebens an typischen mitteleuropäischen Standorten ähnliche Werte ergeben, wie sie Hsieh et al. (1975) für den Ostteil der Vereinigten Staaten (östlich der Rocky Mountains) aufgrund von erdbebenstatistischen Untersuchungen abgeleitet haben (siehe Tabellen A-1 und A-2 im Band VIII, Comment B-4).

Eine eingehende Diskussion der mathematischen Methoden der AIPA-Studie Band II, 4.5.1 Earthquake Occurrence Rates, die von W. Rosenhauer im Anhang zu meinem Schreiben durchgeführt wird, ergibt, daß

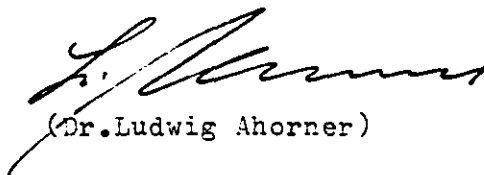
- die Extrapolationsformel für die Eintrittsrate nicht weiter begründet ist und auch nicht getestet wird,
- die Unsicherheitsfaktoren schon im Bereich der beobachteten makroseismischen Intensitäten und den daraus gefolgerten Beschleunigungen nicht stimmen und die formelmäßigen Ansätze für die Extrapolation nach den höheren Werten unvollständig bzw. sogar falsch sind.

Es kann daher von einer zuverlässigen Berechnung der Ergebnisse oder von durch fundierte Unsicherheitsangaben abgesicherten Eintrittsraten für Erdbeben in der AIPA-Studie nicht die Rede sein, was auch von den Autoren der Studie mehrfach deutlich zum Ausdruck gebracht wird (siehe Band I, Band II, S.4-80 und 4-81, Band IV, S.4-56 und A3-1) und Anlaß zur Formulierung einer R & D-Aufgabe ist.

Ganz allgemein ist folgendes zu sagen: Da auf Grund der AIPA-Studie allgemeine Sicherheitsvorteile für Hochtemperaturreaktoren gegenüber

anderen Reaktortypen geltend gemacht werden, muß davon ausgegangen werden, daß gerade dieser Reaktortyp auch an Standorten zum Einsatz kommt, die nicht in "Erdbebenfreien" Zonen liegen. Es ist daher gerade bei einer auf diesen Reaktortyp bezogenen allgemeinen Risikostudie nicht zulässig, mit Eintrittsraten für Erdbeben zu operieren, die um Größenordnungen kleiner sind als die Werte für normale Standorte in Gebieten mit mittlerer Seismizität (wie zum Beispiel Mitteleuropa).

Positiv an der AIPA-Studie ist zu beurteilen ist das Verfahren, durch Betrachtung der Eintrittswahrscheinlichkeiten von α -fachen Bereichen der Beschleunigung des Sicherheitserdbebens standortunabhängige Aussagen über das seismische Risiko zu erhalten.



(Dr. Ludwig Ahorner)

Anlagen: 1 Anhang

Literatur:

- Ahorner, L. & Rosenhauer, W.: Probability distribution of earthquake accelerations with applications to sites in the Northern Rhine area, Central Europe . - J.Geophys.41, S.581-594, 1975
- Algermissen, S.T.: Seismic risk studies in the United States. - Fourth World Conf.Earthquake Engineering, Chile 1969
- Hsieh, T., Okrent, D. & Apostolakis, G.E.: On the average probability distribution of peak ground acceleration in the U.S. continent due to strong earthquakes. - UCLA report UCLA-ENG-7516, March 1975
- Lomnitz, C. & Rosenblueth, E. (edit.): Seismic risk and engineering decisions. - 425 p. Elsevier Scientific Publishing Company, Amsterdam-Oxford-New York 1976

AIPA-Studie, Band II, 4.5.1 Earthquake Occurrence Rates
Darstellung der Vorgehensweise und kritische Kommentierung

Es werden zunächst als eine Art Überblick Hinweise auf verschiedene Meßgrößen für die Erdbebenstärke, Wahrscheinlichkeitsverteilungen (Richter-Formel für Magnituden), Extremwertstatistiken u.a. gegeben. Dabei wird ein undifferenzierter Begriff "Erdbebenstärke" eingeführt.

Kommentar:

Die angesprochenen seismologischen und statistischen Grundlagen werden nicht weiter verwendet und stellen keine eigentliche Begründung für die eingesetzte "Methode" (siehe unten) dar. Durch die bewußt nicht durchgeführte Unterscheidung zwischen Größen, die Erdbeben unabhängig von einem bestimmten Standort beschreiben, und solchen Größen, die sich auf Erdbebenwirkungen an einem bestimmten (Reaktor-)Standort beziehen, liegt eine zumindest mißverständliche Darstellung seismologischer Grundkenntnisse vor, die für die eigentliche Vorgehensweise weder erforderlich noch dienlich ist.

Die Methode beruht auf folgenden, eigentlich nicht weiter begründeten Annahmen:

- Erdbebenwirkungen werden durch die jährliche Maximalbeschleunigung am Standort charakterisiert, und zwar durch die Größe (g Erdbeschleunigung)

$$x = \ln(a/g)$$

- Es wird (abhängig von x) eine zeitlich konstante Eintrittsrate für die Erdbebenwirkung am Standort angenommen.

- Für x wird eine Gaußverteilung angenommen:

$$W \text{ (jährliche Überschreitungen von } x) = 1 - \Phi\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)$$

$$\Phi(y) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^y \exp(-t^2/2) dt$$

Der Parameter σ wird standortunabhängig angesetzt und zahlenmäßig aus der Literatur übernommen, so daß nur noch der Parameter μ bestimmt werden muß ($\sigma = 0,852$ Band IV, A3-4)

Kommentar:

Die Zuordnung zwischen Maximalbeschleunigungen und Intensitäten in der KTA-Regel 2201.1 läßt sich schreiben als

$$x = \ln(a/g) \approx 0,75 \cdot (I - 10)$$

Die verwendeten x -Werte können daher als unnormierte Intensitäten betrachtet werden. Der Ansatz zeitlich konstanter Eintrittsraten ist üblich und führt zur Poissonverteilung für die jährliche Zahl von Überschreitungen eines x -Werts. Insbesondere ist dann ganz allgemein die Eintrittsrate N_x - d.h. die mittlere Zahl von Überschreitungen eines x -Werts pro Jahr (1a) - für Werte $N_x \lesssim 0,1/a$ zahlenmäßig identisch mit der jährlichen Überschreitenswahrscheinlichkeit:

$$N_x \cdot 1a = W \text{ (jährliche Überschreitung von } x)$$

Der Parameter μ wird aus dem größten an einem Standort beobachteten x -Wert x_m und der zugeordneten Beobachtungszeit von N Jahren abgeschätzt, indem dies als N -malige unabhängige Beobachtung des Ereignisses

"jährliche Überschreitung von x_m lag nicht vor" interpretiert wird. Der Wahrscheinlichkeit hierfür,

$$P_N(x_m) = \left[\Phi\left(\frac{x_m - \mu}{\sigma}\right) \right]^N$$

wird zunächst willkürlich ein Mindestwert $1-\delta$ zugewiesen.

Dies führt zu einer oberen Abschätzung von μ :

$$\Phi\left(\frac{x_m - \bar{\mu}}{\sigma}\right) = (1 - \gamma)^{1/N}$$

$$\bar{\mu} = x_m - \sigma \cdot \Phi^{-1}[(1 - \gamma)^{1/N}]$$

$$(\Phi^{-1} \text{ Umkehrfunktion von } \Phi)$$

Durch Einsetzen ergibt sich eine obere Abschätzung für die Wahrscheinlichkeit der jährlichen Überschreitung eines x-Werts bzw. für N_x :

$$N_x(\gamma) \cdot 1a = 1 - \Phi\left\{\frac{x - x_m}{\sigma} + \Phi^{-1}[(1 - \gamma)^{1/N}]\right\}$$

(Gl. 4-105, Band II, 4-67)

Ein Wert $N_x > N_x(\gamma)$ ergäbe sich dann, wenn in dem Beobachtungszeitraum ein größerer x-Wert als x_m aufgetreten wäre, was gemäß Ansatz die Wahrscheinlichkeit $1 - P_N(x_m) = \gamma$ hat. In diesem Sinn wird γ als Wahrscheinlichkeit für $N_x > N_x(\gamma)$ interpretiert bzw. $N_x(\gamma)$ als obere Schranke zum Vertrauensniveau γ angesehen.

Kommentar:

Ein direkterer Weg wäre die biasfreie Schätzung der Überschreitenswahrscheinlichkeit von x_m gemäß der Anordnungsstatistik:

$$1 - \Phi\left(\frac{x_m - \mu}{\sigma}\right) = \frac{1}{N+1} \pm \sqrt{\left(1 - \frac{1}{N+1}\right) \cdot \left(\frac{1}{N+1}\right) / (N+2)}$$

$$\mu \approx x_m - \sigma \Phi^{-1}\left(1 - \frac{1}{N+1}\right)$$

Gleiche Schätzungen hätte man bei ($N \gg 1$)

$$(1 - \gamma)^{1/N} \approx 1 - \frac{1}{N+1}$$

$$1 - \gamma \approx \left(1 - \frac{1}{N+1}\right)^N \approx e^{-\frac{N}{N+1}} \approx e^{-1}, \quad \gamma \approx 0,63$$

Für die 1σ -Grenzen der biasfreien Schätzung erhält man entsprechend

$$\begin{aligned}
 (1-\gamma)^{1/N} &\approx 1 - \left[\frac{1}{N+1} \pm \sqrt{\left(1 - \frac{1}{N+1}\right) \cdot \left(\frac{1}{N+1}\right) / \left(\frac{N+2}{N}\right)} \right] \\
 &= 1 - \frac{1}{N} \left[\frac{N}{N+1} \pm \sqrt{\left(\frac{N}{N+1}\right) \cdot \left(\frac{N}{N+1}\right) / \left(\frac{N+2}{N}\right)} \right] \\
 1-\gamma &\approx \exp \left[-\frac{N}{N+1} \left(1 \pm \sqrt{\frac{N}{N+2}} \right) \right]
 \end{aligned}$$

Für die obere 1σ -Grenze ergibt sich daher

$$\gamma \approx 1 - e^{-2} \approx 0,87$$

und für die untere

$$\gamma \approx 1 - e^{-\frac{1}{N+1}} \approx \frac{1}{N+1}$$

Die Verwendung von z.B. $\gamma = 0,5$ führt daher zu einer systematischen Unterschätzung von N_x für $x = x_m$. Andererseits wäre z.B. $\gamma = 0,95$ nicht besonders konservativ, da dies nicht viel höher liegt als der obere 1σ -Wert der biasfreien Schätzung ($\gamma = 0,87$).

Da in der Anwendung N_x für x -Werte benötigt wird, die weit über x_m liegen, ist die vertrauenswürdige Schätzung von N_x bei $x = x_m$, die durch γ beurteilt werden kann, jedoch eigentlich nicht gefragt, sondern die vertrauenswürdige Schätzung des Parameters μ . Immerhin geht es um eine Extrapolation auf Beschleunigungswerte, die um einen Faktor 10 bis 40 über den maximal beobachteten liegen. Die Bestimmung des Parameters einer Verteilung aus einem einzigen beobachteten Wert ist jedoch die schlechteste überhaupt mögliche auf der denkbar dünnsten Basis. Die Ungenauigkeit der Schätzung von μ wird keineswegs durch das durch γ angegebene Vertrauen abgedeckt. Der wichtigste Punkt ist jedoch, daß keinerlei Kontrolle des angesetzten Verlaufs der Verteilung möglich ist, der außer durch die gewählte Art der Verteilung auch noch durch den Wert des Parameters σ bestimmt wird. Die Angabe von extrapolierten Werten N_x für $x > x_m$ ist daher mit nicht abschätzbaren Fehlern behaftet.

Es werden mittlere Werte sowie untere und obere Ungenauigkeitsgrenzen für N_x definiert mit den Werten $\gamma = 0,5$ bzw. $\gamma = 0,15866$ und $\gamma = 0,84134$. Statt $N_x(\gamma)$ selbst wird

$$Y_x(\gamma) = \ln(N_x(\gamma) \cdot 1a)$$

als interessierende Größe angesehen, für die man entsprechend folgende Formel erhält:

$$Y_x = Y_x(95) = \ln \left\{ 1 - \Phi \left[\frac{x - x_m}{\sigma} \right] + \Phi^{-1}(0,5^{1/N}) \right\}$$

(Gl. 4-120, Band II, 4-72 mit $\gamma = 0,5$, entspricht Gl. 4-117).

Um eine Art Streuung zu erhalten, wird zwischen der oberen und der unteren Unsicherheit gemittelt ("within-site variance"):

$$\begin{aligned} S_x &= \frac{1}{2} \left\{ [\ln N_x(0,84134) - \ln N_x(0,5)] + [\ln N_x(0,5) - \ln N_x(0,15866)] \right\} \\ &= \frac{1}{2} \cdot \ln \left[\frac{N_x(0,84134)}{N_x(0,15866)} \right] \end{aligned}$$

Mit der Annahme, Y_x sei gaußverteilt, werden aus dieser Streuung mit einem Vertrauen von 95 % behaftete Grenzen gemacht, nämlich

$$Y_x + 1,645 \cdot S_x \quad \text{und} \quad Y_x - 1,645 \cdot S_x$$

Dies führt für N_x zu einem Unsicherheitsfaktor

$$f = \exp(1,645 \cdot S_x) = \left[\frac{N_x(0,84134)}{N_x(0,15866)} \right]^{1,645}$$

Kommentar:

Es sei einmal von der Tatsache abgesehen, daß über γ die eigentlichen Unsicherheiten überhaupt nicht in den Griff zu bekommen sind (siehe voriger Kommentar). Die Einführung von Y_x ist ein grundsätzlich geeigneter Schritt, um bei großen Unsicherheiten statt additiver Unsicherheiten Faktorungenauigkeiten einzuführen. Allerdings wird aus einer guten Schätzung von N_x unter Umständen eine grobe Über- oder Unterschätzung von Y_x . Sieht man einmal davon ab, daß sich die Schätzunsicherheiten auf keinen Fall

einfach transformieren lassen, dürfte bei z.B. 120 Jahren Beobachtungszeit ($N = 120$) statt $\gamma = 0,1587$ allenfalls der Wert

$$\gamma \approx \frac{1}{N+1} \approx 0,0083$$

verwendet werden (siehe voriger Kommentar), was zu erheblich größeren Werten von S_x führen würde.

Offensichtlich ist auch den Autoren klar, daß durch die vorgenommenen Transformationen eine Vertrauensangabe für die Unsicherheiten keinesfalls mehr vorliegt. Da die Verteilung von Y_x jedoch nicht bekannt ist, kann auch durch Vergrößerung von S_x um einen Faktor 1,645 keine quantitative Angabe des Vertrauens erreicht werden. Dabei muß nochmals betont werden, daß S_x (und damit auch f) die eigentlichen Unsicherheiten überhaupt nicht enthält.

Die jährliche Maximalbeschleunigung am Standort wird zur Nullperiodenbeschleunigung a_0 des Sicherheitserdbebens in Beziehung gesetzt:

$$\alpha = \frac{a}{a_0}$$

Statt x wird α als Variable betrachtet. Es gilt

$$x_0 = \ln(a_0/g), \quad x = \ln\left(\frac{a}{g} \cdot \frac{a_0}{a_0}\right) = \ln \alpha + x_0$$

Einsetzen in die Formeln liefert N_α , $N_\alpha(\gamma)$, S_α usw.

Um zu einer standortunabhängigen Größe zu kommen, wird Y_α über n Standorte gemittelt:

$$\overline{Y}_\alpha = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n Y_\alpha(\text{Standort } i)$$

Für die Ungenauigkeit von \overline{Y}_α gibt es zwei Einflüsse, die als voneinander unabhängig betrachtet werden, nämlich die unter-

schiedlichen Werte von Standort zu Standort ("site-to-site variance") und die Ungenauigkeit der Standortwerte selbst. Als Gesamtstreuung wird angegeben (Gl. 4-129, Band II, 4-74):

$$S^2 = \frac{1}{n-1} \left\{ \sum_{i=1}^n S_{\alpha}^2(\text{Standort } i) + [\bar{Y}_{\alpha}(\text{Standort } i) - \bar{Y}_{\alpha}]^2 \right\}$$

Kommentar:

Die zugrundeliegende Idee ist offensichtlich, daß die Überschreitenswahrscheinlichkeit des Sicherheitserdbebens eigentlich bei verschiedenen Standorten gleich sein sollte, so daß aus den unterschiedlichen Ergebnissen noch eine zusätzliche Information über die Schätzungenauigkeit dieser Wahrscheinlichkeit gewonnen werden kann. Diese Voraussetzung ist aber mit Sicherheit nicht erfüllt (siehe Beispiele Bd. III, A 3-5 bis A 3-8), so daß eine Mittelung über verschiedene Standorte nur im Sinne eines mittleren Risikos verstanden werden kann. Dann sind aber nicht die Exponenten, sondern die Wahrscheinlichkeiten selbst zu mitteln, was im wesentlichen dazu führt, daß die größte Wahrscheinlichkeit und ihre Ungenauigkeit zu unterstellen ist.

Die Größen $\exp(\bar{Y}_{\alpha})$, $\exp(\bar{Y}_{\alpha} - S)$, $\exp(\bar{Y}_{\alpha} + S)$ werden zur Konsistenzprüfung daraufhin untersucht, ob bezüglich $\ln \alpha$ eine Gaußverteilung vorliegt (Berechnung von M und Σ).

Kommentar:

Aufgrund der Struktur der Formeln ist dies dann zu erwarten (und liefert auch keine neue Information), wenn über nicht zu verschiedenartige Standorte gemittelt wird. Insbesondere müßte sich der angesetzte Wert von α reproduzieren. Die Untersuchung ist vermutlich weniger als Beweis für irgendetwas gedacht, sondern hat wohl eher eine einfache formelmäßige Darstellung der Ergebnisse zum Ziel.

8. KRITIK DER WAHRSCHEINLICKEITSANSÄTZE DER
AIPA-STUDIE
FÜR SYSTEMVERSAGEN BEI ERDBEBEN

INTERATOM, BERGISCH-GLADBACH 1

W. ROSENHAUER, K. PETERS

Kritik der Wahrscheinlichkeitsansätze
der AIPA-Studie
für Systemversagen bei Erdbeben

- Abschlußbericht -

Dr. W. Rosenhauer, Dr. K. Peters
INTERATOM, Internationale Atomreaktorbau GmbH
Bergisch Gladbach 1

- Mai 1977 -

Zusammenfassung

Im Auftrag (Bestell-Nr. 187/405990) des Instituts für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich (ISF) wurde eine kritische Beurteilung der entsprechenden Teile der AIPA-Studie (HTGR Accident Initiation and Progression Analysis) durchgeführt.

Als Ergebnis ist festzustellen, daß alle Versagenswahrscheinlichkeiten der Studie sehr optimistisch angesetzt und zum größten Teil ebenso wie die angegebenen Faktorunsicherheiten um viele Zehnerpotenzen zu klein sind. Der Grund hierfür ist, daß eine zum Nachweis von Wahrscheinlichkeiten $< 10^{-1}$ nicht geeignete Methode verwendet wird.

Zur Analyse des erdbebeninduzierten Risikos ist anzumerken, daß der einzige als Ausgangssituation unterstellte "Schaden" an der Anlage die Auslösung eines Turbinenschnellschlusses mit Notstromfall ist und beim Störfallablauf nur Versagen der in diesem Fall benötigten Sicherheitssysteme bei ansonsten intakter Anlage betrachtet wird. Das Erdbeben wird bei der Berechnung der Wahrscheinlichkeiten von Auswirkungen nicht als "common mode" verschiedener Systeme berücksichtigt.

Die untersuchten Ansätze und Methode der AIPA-Studie zur an sich begrüßenswerten quantitativen Erfassung des erdbebeninduzierten Anlagenrisikos sind daher in der vorliegenden Form für eine Weiterarbeit nicht einsetzbar.

1. Einführung

Im Auftrag des Instituts für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich (ISF) wurde eine kritische Bewertung der in der AIPA-Studie (HTGR Accident Initiation and Progression Analysis) verwendeten Ansätze der Versagenswahrscheinlichkeiten von Systemen und Komponenten bei Erdbeben vorgenommen.

Grundlage der Kommentierung sind folgende Teile der Studie (GA-A13617 Vol. I bis VII, UC-77):

Band II, 4.5.2, Earthquake Hardware Probabilities

Band III, 4.16, Safe Shutdown Earthquake

Band IV, 4.3, Earthquake

A3.3-A3.8 (Earthquake Probability Calculations)

Band III enthält eine vorläufige Analyse des Störfalls Erdbeben, die Anlaß war, eine genauere Untersuchung dieses Störfalls durchzuführen (Band IV). Deshalb genügte eine kritische Bewertung der Ergebnisse von Band IV.

Die zur Herleitung der Ergebnisse verwendeten Methoden sind in Band II dargestellt und zum Teil in Band III angedeutet.

Es ergab sich die Notwendigkeit, Teile der Studie zusammenfassend darzustellen (Anhänge 1 und 2).

In diese Darstellung der Vorgehensweise der Studie wurden die detaillierten Kommentare aufgenommen, die durch einen senkrechten Strich vor dem Text gekennzeichnet sind. Es war auch erforderlich einige Ansätze und Methoden im Zusammenhang mit dem Verfahren "nach Newmark" (unveröffentlicht) interpretierend darzustellen, für die in der Studie keine Dokumentation vorliegt. Die Textteile sind durch einen senkrechten Doppelstrich hervorgehoben.

Die von INTERATOM ohne Systemanalysen angegebenen Zahlenwerte, die über eine Kritik hinausgehen, sind das Ergebnis von Plausibilitätsbetrachtungen.

2. Kritische Bewertung der verwendeten Werte für Versagenswahrscheinlichkeiten bei Erdbeben

Eine Übersicht über die in der Studie verwendeten Werte, die in die Risikobetrachtung eingehen, und über die Ergebnisse der kritischen Bewertung gibt die nachfolgende Tabelle*. Eine zusammenfassende Darstellung der Vorgehensweise der Studie und die detaillierte Kommentierung der Herleitung der Ergebnisse sind als Anhang 2 angefügt.

Alle Versagenswahrscheinlichkeiten der Studie sind als sehr optimistisch zu betrachten. Sie sind ebenso wie die angegebenen Faktorunsicherheiten zum Teil um viele Zehnerpotenzen zu klein.

Als Grund hierfür muß die Unbrauchbarkeit der methodischen Vorgehensweise angesehen werden.

3. Kritische Bewertung der methodischen Ansätze für Versagenswahrscheinlichkeiten bei Erdbeben

Zur Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeiten wird eine α -Schätzmethode eingesetzt, die zum Nachweis von Wahrscheinlichkeiten $< 10^{-1}$ als nicht geeignet angesehen werden muß (Anhang 1, Seite 1 bis 3).

Die Studie enthält Hinweise auf ein Verfahren von Newmark (unveröffentlicht). Diese Methode ist in der Studie nicht dokumentiert, im Prinzip jedoch begründbar (Anhang 1, Seite 3 bis 7). Das Verfahren "nach Newmark" wird in der Studie nur bei einer Anwendung (CACS Startup), hierbei aber mit falschen Eingangswerten eingesetzt (Anhang 2, Seite 4 bis 6).

* S.4

Ereignis	Werte der Studie $\alpha = 1,0$ bis $1,2$	$\alpha = 1,4$ bis $1,6$	Bewertung/Kommentar
Reactor Trip	$4 \cdot 10^{-9}$ (7)	$2,3 \cdot 10^{-6}$ (3,3)	Die Werte sind um 3 bis 6 Zehnerpotenzen, die Fakturunsicherheiten um 3 bis 5 Zehnerpotenzen zu klein.
CACS Startup	$1,5 \cdot 10^{-5}$ (1,3)	$6 \cdot 10^{-3}$ (62)	Die Werte sind um 2 bis 3, die Faktorunsicherheiten für $\alpha = 1,0$ bis $1,2$ um 3 Zehnerpotenzen zu klein. Akzeptable Werte für $\alpha = 1,4$ bis $1,6$ sind $1,8 \cdot 10^{-1}$ bis $5,1 \cdot 10^{-1}$.
CACS operates for 5000 hours	(Wahrscheinlichkeiten von α unabhängig)		Zitat aus der Studie (Band IV, A3.5 - A3-39) hierzu: "This assumption is undoubtedly in error (on the optimistic side) and is one additional contributor to the unbelievability of the numbers"
CACS restored before critical damage	(Wahrscheinlichkeiten von α unabhängig)		Zitat aus der Studie (Band IV, A3.6 - A3-50) hierzu: "These are additional considerations that contribute to the overall unbelievability of the earthquake numbers"
Containment isolation	$1,9 \cdot 10^{-5}$ (84)	$3,7 \cdot 10^{-1}$ (2,3)	Der Wert für $\alpha = 1,4$ bis $1,6$ ist akzeptabel. Der Wert für $\alpha = 1,0$ bis $1,2$ ist wie die Faktorunsicherheiten ebenfalls um 3 Zehnerpotenzen zu klein.
Filter System	(Wahrscheinlichkeiten unabhängig von α)		Die Wahrscheinlichkeiten bis 100 h nach Erdbeben sind akzeptabel. Für spätere Zeiten ist die übliche Systemausfallwahrscheinlichkeit ohne Erdbebeneinfluß zu klein.

★ Versagenswahrscheinlichkeiten, in Klammern Faktorunsicherheiten

INTERATOM-Bewertung der in der AIPA-Studie verwendeten Versagenswahrscheinlichkeiten von Systemen bei

α -fachem Sicherheitserdbeben

4. Allgemeine Anmerkungen

Die Kommentierung der generellen Vorgehensweise der AIPA-Studie bei der Analyse des Störfalls "Erdbeben" gehört nicht zu dem INTERATOM erteilten Auftrag. Einige auffällige Punkte, die eventuell noch einen weit größeren Einfluß als die in den vorigen Abschnitten behandelten haben, sollen kurz erwähnt werden.

Das Ereignis "Turbine Trip" (verbunden mit Turbinenschaden?) wird bei Überschreitung des Sicherheitserdbebens als sicher unterstellt. Schäden im Wasser-Dampf-System dagegen mit eventuellen Rückwirkungen auf das Primärsystem, Schäden im Primärsystem selbst oder in sonstigen Systemen der Anlage werden dagegen nicht untersucht, obwohl sie ziemlich sicher ein größeres Risikopotential hätten als viele der in Band III untersuchten "initiating events". Die Annahme der Studie, daß bei den betrachteten Erdbeben eine intakte Anlage wie bei LOSP (also der gleiche Störfallablauf) vorliegt, erscheint nicht gerechtfertigt.

Im Störfallablauf der Studie wird nicht untersucht, ob z.B. das Funktionieren von CACS bei gleichzeitigem Primärkühlmittelverlust/Wassereinbruch ins Core zur Beherrschung des Störfalls ausreicht. Es wird auch nicht erfaßt, inwieweit zur Störfallbeherrschung benötigte Systeme (z.B. Containment) durch Versagen von nicht gegen Sicherheitserdbeben ausgelegten Systemen sekundär geschädigt werden.

Es genügt wohl auch nicht, zu fragen, in wieviel Sekunden nach dem Erdbeben der Operator die richtigen Maßnahmen ergreift. Es ist vielmehr zu unterstellen, daß Fehlhandlungen, Fehlanregungen, falsche Armaturenstellungen in der ganzen Anlage (Verlust der Warte?) vorkommen.

Es ist fraglich, ob die Berechnung der Wahrscheinlichkeiten für die Ausgangsereignisse (Branches) korrekt ist, da - wie an anderer Stelle in der Studie richtig bemerkt ist - an den

einzelnen Verzweigungen bedingte Wahrscheinlichkeiten einzusetzen sind. Solche Wahrscheinlichkeiten sind in der Studie nicht ausgewiesen, so daß angenommen werden muß, daß die Rechnungen das Erdbeben nicht als "common mode" für verschiedene Systeme berücksichtigen.

Beispiel:

Versagen von "CACCS Startup" und "Containment isolation" nach Erdbeben führt zu unerwünschten Auswirkungen. Die Angabe von Wahrscheinlichkeiten für die Einzelereignisse (z.B. $1,5 \cdot 10^{-5}$ und $1,9 \cdot 10^{-5}$) ist wenig nützlich, da die Ereignisse nicht unabhängig sind, das gemeinsame Auftreten des Versagens beider Systeme also nicht die Wahrscheinlichkeit $2,85 \cdot 10^{-10}$ hat. Es muß vielmehr gefragt werden, mit welcher Wahrscheinlichkeit ein Erdbeben, das geeignet war, das CACS zu schädigen, auch noch das Containment beschädigt hat. Die Antwort könnte 0,1 oder sogar 1 sein, so daß sich für das Versagen beider Systeme schlimmstenfalls auch nur der Wert $1,5 \cdot 10^{-5}$ ergäbe.

5. Schlußfolgerungen

Der Versuch an sich, das erdbebeninduzierte Anlagenrisiko quantitativ zu erfassen, ist prinzipiell begrüßenswert und muß auch als ein wichtiger Schritt zur Begründung und Weiterentwicklung von sinnvollen Auslegungsmaßnahmen gegen Erdbeben angesehen werden. Als Schlußfolgerung aus dem vorigen Abschnitt ergibt sich, daß über angemessene Zahlenwerte hinaus begründete Analysenverfahren von entscheidender Bedeutung für die quantitativen Ergebnisse sind. Die Ansätze und Methoden der AIPA-Studie sind daher in der vorliegenden Form für eine Weiterarbeit nicht einsetzbar.

Anhang 1

AIPA-Studie, Band II, 4.5.2.2 - Probability of Earthquake-Induced Failure

Darstellung der Vorgehensweise und kritische Kommentierung

Vorausgesetzt wird eine Anlage, die nach den entsprechenden Kriterien gegen ein durch die maximale Freifeldbeschleunigung am Standort m_s charakterisiertes Sicherheitserdbeben ausgelegt ist. Es wird angenommen, daß die Versagenswahrscheinlichkeit von Komponenten, Systemen und Strukturen nur davon abhängt, um welchen Faktor α die tatsächlich auftretende maximale Freifeldbeschleunigung m den Wert m_s übersteigt. Die Versagenswahrscheinlichkeit in Abhängigkeit von α wird durch folgende zweiparametrische Funktion beschrieben:

$$P_f(\alpha) = \Phi\left(\frac{\ln \alpha - \mu}{\sigma}\right)$$

$$\Phi(y) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^y \exp(-t^2/2) dt$$

Die Parameter μ und σ werden systemspezifisch bestimmt.

Kommentar:

Durch die Verwendung der Variablen α wird unterstellt, daß der absolute Wert der für das Sicherheitserdbeben maßgeblichen Bodenbeschleunigung auf die Versagenswahrscheinlichkeiten keinen Einfluß hat. Diese absoluten Werte sind jedoch für verschiedene Standorte so verschieden ($m_s = 0,03$ g bis $m_s = 0,5$ g), daß ihre Überschreitung z.B. um einen Faktor 1,5 in Bereiche führt, in denen keine sicherheitstechnisch äquivalente Auslegung und damit auch keine gleichen Versagenswahrscheinlichkeiten mehr vorliegen. Dies kommt daher, daß

für große Anlagenbereiche Beschleunigungen bis z.B. 0,1 g oft ohne besondere Maßnahmen keinerlei Beanspruchung darstellen, während die Beherrschung von 0,5 g Bodenbeschleunigung auf der Komponentenebene unter Umständen an die Grenzen technischer Möglichkeiten geht. Die Einführung von α legt bei unkritischer Interpretation unzulässige Verallgemeinerungen der Ergebnisse nahe, da die Studie sich im wesentlichen nur auf Standorte mit $m_s \approx 0,15$ g (d.h. Standorte mit geringen Erdbebenbelastungen) bezieht.

Da in der Reaktortechnik weder genügend Beobachtungen (z.B. Experimente) noch Berechnungen für Beanspruchungen oberhalb des Sicherheitserdbebens vorliegen, ist der Funktionsansatz für $P_f(\alpha)$ weder zu begründen, noch zu widerlegen und kann im Rahmen der bestehenden Ungenauigkeiten akzeptiert werden. Allerdings liegt durch die Tatsache, daß als Funktionsverlauf die Gaußfunktion gewählt wurde, bezüglich α keine Wahrscheinlichkeitsverteilung vor, so daß die Parameter μ und σ nicht als Mittelwert und Streuung von α zu interpretieren sind.

Die Bestimmung der Parameter μ und σ wird dadurch vorgenommen, daß Werte α_1 und α_2 geschätzt werden, für die die Versagenswahrscheinlichkeiten 0,5 bzw. 0,9 vorliegen:

$$0,5 = \Phi\left(\frac{\ln \alpha_1 - \mu}{\sigma}\right)$$

$$0,9 = \Phi\left(\frac{\ln \alpha_2 - \mu}{\sigma}\right)$$

$$\text{d.h. } \mu = \ln \alpha_1 \quad \text{und} \quad \sigma = \frac{\ln \alpha_2 - \ln \alpha_1}{\Phi^{-1}(0,9)} = \frac{\ln(\alpha_2/\alpha_1)}{1,282}$$

(Φ^{-1} Umkehrfunktion von Φ)

Kommentar:

Dieses Verfahren ist nur dann im Rahmen der Ungenauigkeiten zulässig, wenn in der Anwendung von $P_f(\alpha)$ über den Werte-

bereich 0,5 bis 0,9 nicht wesentlich extrapoliert wird, also z.B. für $0,1 \leq P_f(\alpha) \leq 1$. Für kleinere Werte der Versagenswahrscheinlichkeit kommt nicht nur die Unsicherheit des an sich unbegründeten Ansatzes für den Funktionsverlauf, sondern auch die Ungenauigkeit der Parameterschätzung von μ und σ zum Tragen. Das folgende Beispiel zeigt, wie kleine Ungenauigkeiten in α_1 und α_2 zu völlig unbrauchbaren Werten für $P_f(\alpha)$ im Bereich $\alpha = 1$ bis $\alpha = 2$ führen, in dem noch die relativ günstigste Basis für eine Schätzung von $P_f(\alpha)$ vorliegen sollte

$$\alpha_1 = 5 \pm 0,2$$

$$\alpha_2 = 7 \pm 0,2$$

führt zu

$$1,57 \leq \mu \leq 1,65 \text{ und } 0,209 \leq \sigma \leq 0,316$$

Den kleinsten Wert (im Bereich $1 \leq \alpha \leq 4,8$) für $P_f(\alpha)$ erhält man für $\alpha_1 = 5,2$ und $\alpha_2 = 6,8$. $P_f(\alpha)$ wird maximal für $\alpha_1 = 4,8$ und $\alpha_2 = 7,2$.

α	1	1,1	1,5	2
Max. $P_f(\alpha)$	$3,3 \cdot 10^{-7}$	$1,5 \cdot 10^{-6}$	$1,1 \cdot 10^{-4}$	$2,6 \cdot 10^{-3}$
Min. $P_f(\alpha)$	$1,3 \cdot 10^{-15}$	$4,3 \cdot 10^{-14}$	$1,2 \cdot 10^{-9}$	$2,2 \cdot 10^{-6}$

Bei einer Anwendung (Band IV, A3.4 CACS Startup) werden zusätzlich μ und σ nach einem von Newmark angegebenen Verfahren (unveröffentlicht) bestimmt, das in Band III, 4.16.3.1 andeutungsweise erläutert ist.

Kommentar:

Wegen der fehlenden Dokumentation sind das Verfahren und die Qualität der Ergebnisse dubios und eigentlich nicht zu beurteilen. Die Methode scheint im wesentlichen auf einen Vergleich von Sicherheitsfaktoren f_i mit Faktorunsicherheiten u_i hinauszulaufen, wobei folgende Schritte als Vorgehensweise bzw. Begründung denkbar sind:

Es wird angenommen, daß das Versagen einer Komponente (Struktur, System) dadurch beschrieben wird, daß eine Funktion F abhängig von relevanten physikalischen Parametern a_1, a_2, \dots, a_N einen vorgegebenen Wert überschreitet:

$$F(a_1, a_2, \dots, a_N) > C$$

Anstatt der Parameter selbst werden (um Sicherheitsfaktoren besser analysieren zu können) ihre natürlichen Logarithmen als Variablen betrachtet. Die Versagensbedingung lautet dann:

$$G(x_1, x_2, \dots, x_N) = F(e^{x_1}, e^{x_2}, \dots, e^{x_N}) > C$$

mit $x_i = \ln a_i$

Die für die Auslegung gegen das Sicherheitserdbeben zugrundegelegten Parameterwerte, für die natürlich kein Versagen vorliegen darf, seien mit * gekennzeichnet:

$$G(x_1^*, x_2^*, \dots, x_N^*) \leq C \quad (\text{Auslegungsbedingung})$$

mit $x_i^* = \ln a_i^*$

Nun wird unterstellt, daß eine konservative Auslegung vorliegt, d.h. daß die beim Sicherheitserdbeben zu erwartenden Parameterwerte \bar{a}_i um Faktoren (Sicherheitsfaktoren) f_i unter den Auslegungswerten a_i liegen:

$$a_i^* = f_i \bar{a}_i \quad \text{bzw.} \quad x_i^* = \bar{x}_i + \ln f_i \quad \text{mit} \quad \bar{x}_i = \ln \bar{a}_i$$

Die Versagenswahrscheinlichkeit der Komponente (der Struktur, des Systems) ist dann durch die Wahrscheinlichkeit gegeben, mit der Parameterwerte x_i auftreten, die so weit über den erwarteten Werten \bar{x}_i liegen, daß die Versagensbedingung erfüllt ist.

Zur Berechnung wird die Hypothese gemacht, daß die x_i normalverteilt sind mit Mittelwerten \bar{x}_i und Streuungen σ_i , was der Annahme von Faktorunsicherheiten u_i ($\sigma_i = \ln u_i$) der Parameter a_i entspricht. Die Funktion G wird nun in den Variablen

$$\Delta_i = \frac{x_i - \bar{x}_i}{\sigma_i}$$

entwickelt:

$$\begin{aligned} G(x_1, x_2, \dots, x_N) &= G(\bar{x}_1 + \Delta_1 \sigma_1, \bar{x}_2 + \Delta_2 \sigma_2, \dots, \bar{x}_N + \Delta_N \sigma_N) \\ &= G(\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_N) + \sum_{i=1}^N C_i \Delta_i + \text{Glieder } \geq 2. \text{ Ordn. in } \Delta_i \end{aligned}$$

$$C_i = \left. \frac{\partial G}{\partial \Delta_i} \right|_{(\Delta_j=0)} = \frac{dx_i}{d\Delta_i} \left. \frac{\partial G}{\partial x_i} \right|_{(x_j=\bar{x}_j)} = \sigma_i \cdot \frac{\partial G(\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_N)}{\partial x_i}$$

In linearer Näherung hat man für G daher eine Gaußverteilung mit Mittelwert $\bar{G} = G(\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_N)$ und Streuung

$$\sigma_G^2 = \sum_{i=1}^N C_i^2 = \sum_{i=1}^N \left(\frac{\partial G(\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_N)}{\partial x_i} \ln u_i \right)^2$$

Eine obere Abschätzung für die Versagenswahrscheinlichkeit beim Sicherheitserdbeben erhält man, wenn man statt der Überschreitung von c durch $G(x_1, x_2, \dots, x_N)$ schon die Überschreitung von $G(x_1^*, x_2^*, \dots, x_N^*)$ als Versagen ansieht, da c höher liegt als dieser Wert (Auslegungsbedingung). Damit ergibt sich die Versagenswahrscheinlichkeit beim Sicherheitserdbeben als Wahrscheinlichkeit für

$$G(x_1, x_2, \dots, x_N) \geq G(x_1^*, x_2^*, \dots, x_N^*)$$

Wegen

$$G(x_1^*, x_2^*, \dots, x_N^*) \approx \bar{G} + \sum_{i=1}^N \frac{\partial G(\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_N)}{\partial x_i} \ln f_i$$

läuft die Wahrscheinlichkeitsbestimmung auf die Feststellung hinaus, der wievielfache Wert von σ_G die Überschreitung

$$\mu_G = \sum_{i=1}^N \frac{\partial G(\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_N)}{\partial x_i} \ln f_i$$

ist. Damit ist das Ergebnis

$$P_f(1) = 1 - \Phi\left(\frac{\mu_G}{\sigma_G}\right) = \Phi\left(-\frac{\mu_G}{\sigma_G}\right)$$

Einer der wichtigsten Parameter a_1 ist sicherlich die Freifeldbeschleunigung beim Sicherheitserdbeben, von der angenommen wird, daß sie als Faktor in Feingeht. Zusätzlich wird vorausgesetzt, daß die anderen Parameter sowie alle Streuungen σ_i nicht von der Freifeldbeschleunigung abhängen.

Wird ein Erdbeben betrachtet, das das Sicherheitserdbeben um den Faktor α überschreitet, so ergibt sich für

$G(x_1, x_2, \dots, x_N)$ ein additiver Term $\ln \alpha$, während sich $G(x_1^*, x_2^*, \dots, x_N^*)$ nicht ändert, da die gleiche Auslegung bzw. Versagensgrenzen-Abschätzung zu verwenden ist. Dies führt dazu, daß μ_G um $\ln \alpha$ zu reduzieren ist:

$$P_f(\alpha) = 1 - \Phi\left(\frac{\mu_G - \ln \alpha}{\sigma_G}\right) = \Phi\left(\frac{\ln \alpha - \mu_G}{\sigma_G}\right)$$

Wird zusätzlich vorausgesetzt, daß auch die übrigen Parameter als Faktoren in die Versagensbedingung eingehen, so hat man

$$\frac{\partial G(\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_N)}{\partial x_i} = 1$$

und durch Vergleich die Berechnungsformeln für die gesuchten Parameter:

$$\mu = \sum_{i=1}^N \ln f_i = \ln (f_1 \cdot f_2 \cdot \dots \cdot f_N)$$

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^N \sigma_i^2} = \sqrt{\sum_{i=1}^N (\ln u_i)^2}$$

Während das erste Verfahren zur Bestimmung von μ und σ unbrauchbar ist, könnte das Verfahren "nach Newmark" bei fundierter Wahl der Sicherheitsfaktoren und der Faktorunsicherheiten zu begründeteren Ergebnissen führen. Der Funktionsverlauf von $P_f(\alpha)$ ist selbstverständlich nicht zwangsläufig eine Gaußfunktion; dies ist vielmehr eine direkte Folge der Hypothese über die Verteilung der Parameter a_i bzw. x_i . Die entscheidende und bestenfalls im Sinne einer Näherung berechnete Annahme ist jedoch die Unabhängigkeit der übrigen Parameter und aller Streuungen σ_i vom Parameter "Freifeldbeschleunigung". Hierzu zwei Beispiele:

- In die Erdbebennachweise gehen normierte Responsespektren $S(\omega, D)$ im Freifeld ein, wobei für D Dämpfungswerte für das Schwingungssystem Baugrund/Gebäude einzusetzen sind. Diese Werte D für die normierten Responsespektren ändern sich erheblich mit dem Freifeldbeschleunigungsniveau (d.h. mit α).
- Die Faktorunsicherheiten für die Materialkenndaten ändern sich für hohe Belastungen (Verlassen des elastischen Bereichs) und hängen damit ebenfalls von α ab.

Anhang 2

AIPA-Studie, Band IV, A 3.3 - A 3.8

Reactor Trip - CACS Startup - CACS operates for 5000 hours - CACS restored before critical damage - Containment isolation - Filter system functions.

Darstellung der Vorgehensweise und kritische Kommentierung

Reactor Trip

Die erdbebenbedingte Wahrscheinlichkeit für das Versagen der Reaktorabschaltung wird aus den Schätzungen der α -Werte für Versagenswahrscheinlichkeit 0,5 und 0,9 gewonnen, und zwar aus

$$\alpha_1 = 5 \quad \text{und} \quad \alpha_2 = 7$$

In der Studie weiterverwendet werden als für die α -Intervalle 1,0 bis 1,2 bzw. 1,4 bis 1,6 repräsentative Werte

$$P_f(1,1) = 4 \cdot 10^{-9} \quad \text{und} \quad P_f(1,5) = 2,3 \cdot 10^{-6}$$

Faktorunsicherheiten f werden definiert aus der Variation von $P_f(\alpha)$ über die betrachteten Intervalle:

$$f = \sqrt{\frac{P_f(1,2)}{P_f(1,0)}} = 7 \quad \text{bzw.} \quad f = \sqrt{\frac{P_f(1,6)}{P_f(1,4)}} = 3,3$$

Kommentar:

Bei der Kommentierung von Band II, 4.5.2.2 wurde gezeigt, daß das angewendete Verfahren im vorliegenden Fall unbrauchbar ist. Mit denkbar kleinsten Ungenauigkeiten für die Schätzung von α_1 und α_2 ($\alpha_1 = 5 \pm 0,2$ bzw. $\alpha_2 = 7 \pm 0,2$)

ergeben sich folgende Werte:

$$P_f(1,1) = 1,3 \cdot 10^{-15} \text{ bis } 3,3 \cdot 10^{-7}$$

$$P_f(1,5) = 1,2 \cdot 10^{-9} \text{ bis } 1,1 \cdot 10^{-4}$$

Wendet man konsistent die sonst in der Studie üblichen Verfahren an, so erhält man

$$\ln P_f(1,1) = \frac{1}{2} (\ln 1,3 \cdot 10^{-15} + \ln 3,3 \cdot 10^{-7}) = -24,7$$

$$\ln f = \frac{1}{2} (\ln 3,3 \cdot 10^{-7} - \ln 1,3 \cdot 10^{-15}) = 9,7$$

$$\underline{P_f(1,1) = 1,9 \cdot 10^{-11} \text{ mit Faktorunsicherheit } f = 16317}$$

und analog

$$\underline{P_f(1,5) = 3,6 \cdot 10^{-7} \text{ mit Faktorunsicherheit } f = 303}$$

Gegenüber diesen wirklich (mindestens) durch das Ermittlungsverfahren vorhandene Faktorunsicherheiten ist die Variation von $P_f(\alpha)$ über die α -Intervalle als völlig nebensächlich anzusehen, so daß eine nicht vorhandene Genauigkeit ausgewiesen wird.

Zur Größenordnung der Werte selbst muß festgestellt werden, daß sie weit unterhalb dessen liegt, was ansonsten für technische Systeme als realisierbar und nachweisbar angesehen wird.

Es ist fraglich, ob die Redundanz RSS der Abschaltung beim Erdbeben überhaupt vorhanden ist, da RSS von Hand ausgelöst werden muß. Diese Tatsache führt beim LOSP-Störfall dazu, daß mechanisches Versagen nicht weiter untersucht werden muß (Band IV, A 2.4 - A2-9), was bei einer Überschreitung des Sicherheitserdbebens aber erforderlich wäre.

Die Ausfallwahrscheinlichkeit für "Reactor-Trip" ist daher im wesentlichen durch Versagensmöglichkeiten der Abschaltung durch die Stäbe gegeben. Die Erdbebenauslegung der Stäbe besteht im wesentlichen aus dem Nachweis, daß mit hoher Wahrscheinlichkeit die Belastungen im elastischen Bereich des Materials bleiben, was nicht den Nachweis darstellt, daß ein Stab bei einer Abschaltung mit Wahrscheinlichkeit 1 ordnungsgemäß in das Core einfährt. Nimmt man einmal optimistisch an, daß tatsächlich jeder Stab unabhängig nur mit einer zusätzlichen Wahrscheinlichkeit von $P = 10^{-2}$ bis 10^{-3} beim Sicherheitserdbeben nicht einfährt, so erhält man bei 146 Stäben (73 Stabpaaren) und Versagen bei Nichteinfahren von

≥ 4 Stabpaaren

$$P_{f(1,0)} = 1 - \sum_{i=0}^3 \binom{73}{i} (1-p)^{73-i} \cdot p^i$$

$$= 6 \cdot 10^{-3} \text{ bis } 1 \cdot 10^{-6},$$

was um 3 bis 6 Größenordnungen über dem in der Studie verwendeten Wert liegt.

CACS Startup

Für die erdbebenbedingte Wahrscheinlichkeit dafür, daß das CACS nicht in Betrieb genommen werden kann, werden zwei Ansätze gemacht, nämlich Schätzung der α -Werte analog zum Vorgehen bei "Reactor-Trip" und das Verfahren "nach Newmark" (siehe Kommentierung von Band II, 4.5.2.2).

Die α -Werte sind

$$\alpha_1 = 1,54 \text{ und } \alpha_2 = 1,71.$$

Es ergeben sich folgende Wahrscheinlichkeiten:

$$P_f(1,1) = 1,9 \cdot 10^{-5} \text{ und } P_f(1,5) = 3,7 \cdot 10^{-1}$$

Kommentar:

Die zweite Dezimalstelle hinter dem Komma bei den Schätzungen für α_1 und α_2 ist nicht glaubhaft. Untersucht man den Ansatz

$$\alpha_1 = 1,54 \pm 0,04 \text{ und } \alpha_2 = 1,71 \pm 0,01$$

so erhält man

$$\underline{P_f(1,1) = 3,1 \cdot 10^{-6} \text{ mit Faktorunsicherheit } f = 623}$$

$$\underline{P_f(1,5) = 3 \cdot 10^{-1} \text{ mit Faktorunsicherheit } f = 1,7}$$

Die Methode ist daher für $\alpha = 1,1$ nicht brauchbar und liefert nur für $\alpha = 1,5$ verwertbare Wahrscheinlichkeiten, die von den Schätzungenauigkeiten relativ unabhängig sind (siehe auch Kommentierung Band II, 4.5.2.2)

Für das Verfahren "nach Newmark" werden von Newmark (unveröffentlicht) folgende Werte übernommen:

$$K = f_1 \cdot f_2 \cdots f_N = 14$$

$$\alpha = 0,6$$

Es ergeben sich folgende Werte:

$$P_f(1,1) = 1,1 \cdot 10^{-5} \text{ und } P_f(1,5) = 1 \cdot 10^{-4}$$

Die aus der ersten Methode erhaltenen Werte werden als pessimistische ("upper limit"), die "nach Newmark" als optimistische ("lower limit") angesehen und wie in der Studie üblich zu Schätzungen mit Faktorungenauigkeiten verarbeitet:

$$Q_E(1,1) = 1,5 \cdot 10^{-5} \text{ mit Faktorunsicherheit } 1,3$$

$$Q_E(1,5) = 6 \cdot 10^{-3} \text{ mit Faktorunsicherheit } 62$$

Kommentar:

Für $\alpha = 1,1$ ist die erste Schätzung unbrauchbar (siehe voriger Kommentar), weil sie mit einer Faktorunsicherheit von mindestens $f = 623$ behaftet ist. Die Schätzung "nach Newmark" muß falsch sein, da sie von den als sinnvoll anzusehenden Werten der ersten Schätzung für $\alpha = 1,5$ um fast vier Größenordnungen abweicht. Für $\alpha = 1,1$ liegt daher überhaupt kein vernünftiges Ergebnis vor, was nicht durch Bildung eines Mittelwerts behoben werden kann. Die einzig sinnvoll weiterzuwendende Größe wäre daher (siehe voriger Kommentar)

$$\underline{Q_E(1,5) = 3 \cdot 10^{-1} \text{ mit Faktorunsicherheit } f = 1,7}$$

Das Versagen des an sich nicht unbegründeten Verfahrens "nach Newmark" ist vermutlich auf folgende Gründe zurückzuführen:

- Die erforderlichen Sicherheitsfaktoren und die Faktorunsicherheiten f , bzw. u_i sind für "CACS Startup" nicht dokumentiert und wurden (wenn überhaupt) falsch angesetzt.
- Die für CACS (System!) verwendeten Werte für k und σ sind identisch mit den in Band III, 4.16.3.1 für eine Komponente (z.B. eine Armatur) nach Newmark eingesetzten Daten.

Nachrechnung für den letzten Punkt:

Gemäß Kommentierung von Band II, 4.2.2.2 gilt

$$P_f(1) = \Phi\left(-\frac{\ln k}{\sigma}\right), \sigma = -\ln k / \Phi^{-1}[P_f(1)]$$

Aus den Ansätzen in Band III, 4.16.3.1 ergibt sich:

Für Erdbeben:

$$f_E = 4 \text{ bis } 8; \quad P_f(1) = 3,4 \cdot 10^{-2} \text{ bis } 3,1 \cdot 10^{-3}$$

$$\sigma_E = (\ln 4)/1,82 = (\ln 8)/2,74 = 0,76$$

Für die normierte Strukturbelastung:

$$f_s = 8 \text{ bis } 11, \quad P_f(1) = 3,2 \cdot 10^{-5} \text{ bis } 2 \cdot 10^{-6}$$

$$\sigma_s = (\ln 8)/4 = (\ln 11)/4,61 = 0,52$$

Für die Floor-Response-Spektren wird noch $\sigma_{FRS} = 1,5$ angesetzt. Insgesamt ergibt sich

$$f_E \cdot f_s \cdot f_{FRS} = 48 \text{ bis } 128 \text{ und } P_f(1) = 3,3 \cdot 10^{-5} \text{ bis } 3 \cdot 10^{-7}$$

$$\sigma_{tot} = (\ln 48)/4 = (\ln 128)/5 = 0,97$$

Nach Kommentierung von Band II, 4.5.2.2:

$$\sigma_{tot}^2 = 0,94 = \sigma_E^2 + \sigma_s^2 + \sigma_{FRS}^2 = 0,58 + 0,27 + \sigma_{FRS}^2$$

$$\sigma_{FRS} = 0,3$$

Für die erdbebeninduzierte Versagenswahrscheinlichkeit zu berücksichtigen sind σ_s und σ_{FRS} . Dies ergibt

$$\sigma = \sqrt{\sigma_s^2 + \sigma_{FRS}^2} = 0,6$$

$$k = f_s \cdot f_{FRS} = 12 \text{ bis } 16, \text{ im Mittel } 14$$

Zur Größenordnung der in der AIPA-Studie verwendeten Werte muß festgestellt werden, daß die Zahlen vielleicht für einzelne Strukturen, die für CACS wichtig sind, berechtigt sein könnten. Die Wahrscheinlichkeiten für Funktionsstörungen an verfahrenstechnischen Komponenten und für Komponenten der Steuerung und Regelung liegen vermutlich höher. Für das System CACS wären aufgrund dieser Komponentenwahrscheinlich-

keiten Werte durch eine spezielle Fehlerbaumanalyse zu gewinnen, die nicht nur Funktionsversagen im Sinne üblicher Zuverlässigkeitsanalysen erfaßt, sondern alle Bauteile und Komponenten (auch in Hilfssystemen), die durch das Erdbeben geschädigt werden könnten. Es ist anzunehmen, daß eine solche genauere Betrachtung zu zwei bis drei Größenordnungen höheren Werten für Q_E führen würde.

CACS operates for 5000 hours

Im Gegensatz zu LOSP (Loss of offsite power) muß (pessimistische Annahme) beim Erdbeben die gesamte Nachwärmeabfuhr durch CACS erfolgen (5000 h). Die Versagenswahrscheinlichkeit für die Zeit nach dem Erdbeben wird ohne Reparatur berechnet, allerdings auch ohne Berücksichtigung der Tatsache, daß ein Erdbeben stattgefunden hat, da "erfolgreiche Inbetriebnahme von CACS" interpretiert wird als "keine Erdbebenschädigung von CACS". Die Überschreitung des Sicherheitserdbebens (d.h. α) geht in dieses Ereignis nicht ein.

Kommentar:

"Erfolgreiche Inbetriebnahme von CACS nach Erdbeben" kann wegen der Redundanz so aussehen, daß ein Strang völlig zerstört ist und weitere Komponenten so geschädigt sind, daß sie eine kürzere Lebensdauer haben. Für diesen Fall sind alle verwendeten Formeln zur Berechnung der Systemzuverlässigkeiten falsch. Es genügt, die Autoren zu ihrer Vorgehensweise zu zitieren (Band IV, A 3.5 - A 3-39):

"This assumption is undoubtedly in error (on the optimistic side) and is one additional contributor to the unbelievability of the numbers"

CACS restored before critical damage

Bei Ausfall von CACS während Inbetriebnahme oder während der ersten 10 Stunden nach Erdbeben wird eine Instandsetzung nicht betrachtet.

Für die nachfolgenden Zeitintervalle werden folgende Wahrscheinlichkeiten für nicht rechtzeitige Instandsetzung angegeben:

- 10 - 100 Stunden: 0,23 mit Faktorunsicherheit 2
- 100 - 1000 Stunden: 0,074 mit Faktorunsicherheit 3
- 1000 - 5000 Stunden: $3 \cdot 10^{-5}$ mit Faktorunsicherheit 900

Diese Werte werden aus einer mittleren Reparaturzeit für CACS von 20 h und der nach dem Ausfall vorhandenen Zeit t_d bis zum Schaden ermittelt gemäß

$$e^{-t_d/20h}$$

Da t_d stark vom Ausfallzeitpunkt abhängt, werden die Mittelpunkte der interessierenden Zeitintervalle benutzt und aus der Variation über die Intervalle Faktorunsicherheiten berechnet.

Kommentar:

Eine genauere Analyse müßte von der Untersuchung ausgehen, welche Komponenten unter Berücksichtigung der vorliegenden Betriebsbedingungen überhaupt reparierbar sind. Diesen müßten dann Reparaturzeiten zugeordnet werden. Die interessierenden Wahrscheinlichkeiten wären dann mit den üblichen Methoden der Zuverlässigkeitstechnik (z.B. Monte-Carlo-Simulation) zu ermitteln. Der Ansatz einer für alle Zeitintervalle gleichen Systemreparaturzeit erscheint nicht angemessen. Die ausgewiesenen Faktorunsicherheiten sind genauso falsch wie im Falle des "Reactor Trip". Zu den Werten selbst genügt es wieder, die Autoren zu zitieren (Band IV, A 3.6 - A3-50).

"These are additional considerations that contribute to the overall unbelievability of the earthquake numbers".

Containment isolation

Es wird angenommen, daß das Erdbeben keinen Einfluß auf die Funktion der Isolationsventile hat. Die Wahrscheinlichkeit für Lecks in Liner und Beton wird aus α -Schätzungen mit

$$\alpha_1 = 1,54 \text{ und } \alpha_2 = 1,71$$

bestimmt zu

$$P_f(1,1) = 1,9 \cdot 10^{-5} \text{ mit Faktorunsicherheit } f = 84,1$$

$$P_f(1,5) = 3,7 \cdot 10^{-1} \text{ mit Faktorunsicherheit } f = 2,3$$

Kommentar:

Nach Newmark (Band III, 4.16.3.1) liegt die erdbebeninduzierte Versagenswahrscheinlichkeit für Armaturen bei $\alpha = 1$ in der Größenordnung 10^{-5} , was als optimistische Schätzung angesehen werden muß. Zusätzlich wäre die Ansteuerung und Energieversorgung dieser Armaturen zu berücksichtigen. Es ist daher nicht hinreichend, nur Lecks in Liner und Beton zu betrachten.

Die α -Schätzungen hierfür unterscheiden sich merkwürdigerweise nicht von den Schätzungen für "CACS-Startup" und sind genauso unbrauchbar (siehe früherer Kommentar). Bei einem Vorgehen "nach Newmark" wäre nur der Sicherheitsfaktor (siehe Kommentierung "CACS Startup") zu berücksichtigen, der sich aus den Sicherheitsfaktoren für die Struktureigenschaften, die Boden/Bauwerkwechselwirkung und die Bestimmung der Bodenantwortspektren zusammensetzt. Bei der gefordertern Dichtheit der Struktur ist der Sicherheitsfaktor für die Struktureigenschaften wesentlich niedriger anzusetzen als in Band III, 16.4.3.1 (Dämpfung und Duktilität 3 bis 4), z.B. mit 1,5. Für die Bodenantwortspektren kann gemäß ihrer Erstellung überhaupt kein Sicherheitsfaktor angenommen werden. Es bleibt vielleicht $f_s = 3$. Läßt man $\alpha_s = 0,52$ (was einer sehr geringen Faktorunsicherheit von $u_s = 1,68$ entspricht), so erhält man den sicherlich noch mit einer

Faktorunsicherheit behafteten realistischen Wert

$$P_f(1,1) = 2,4 \cdot 10^{-2},$$

der um drei Größenordnungen höher liegt als der in der Studie verwendete.

Filter System

Die Versagenswahrscheinlichkeit in den ersten 100 Stunden nach Erdbeben wird durch den Ansatz bestimmt, daß das System nicht ausreichend mit Notstrom versorgt werden kann. Sie wird ermittelt aus der tolerierbaren Ausfallzeit

$$t_d = \text{Zeit bis CACS-Versagen} + \text{Zeit bis Austritt} \\ \text{Radioaktivität in das Containment}$$

und einer geschätzten Zeit von 50 Stunden für Wiederherstellung von "off-site power":

$$e^{-t_d/50h}$$

Für spätere Zeitpunkte wird die übliche Systemausfallwahrscheinlichkeit ohne Erdbebeneinfluß eingesetzt.

Kommentar:

Direkt erdbebeninduziertes Versagen wird nicht unterstellt, die Erdbebenstärke (d.h. α) geht nicht ein, was unter Umständen bei der Beurteilung von Katastrophenmaßnahmen (Installation einer externen Notenergie-Versorgung) nicht angemessen ist. Erdbebenschädigungen im Filtersystem bzw. den erforderlichen Hilfssystemen werden wahrscheinlich erst bei Anforderung (d.h. zu spät für rechtzeitige Reparaturen) festgestellt.

14. STELLUNGNAHME ZUR AIPA-STUDIE IN BEZUG AUF DIE
SPANNBETONSICHERHEITSUMSCHLIEßUNG
(CONTAINMENT)

BERATENDE INGENIEURE

PROF. DR. ZERNA - DR. SCHNELLENBACH, BOCHUM

I n h a l t

Seite

1.	Vorbemerkungen und Aufgabenstellung	1
2.	Abschätzung der Versagenswahrscheinlichkeit des Containments unter Auslegungsbedingungen	3
3.	Beurteilung der Versagenswahrscheinlichkeit von Behälterabschlüssen	7
3.1	Vorbemerkung	7
3.2	Aussage der AIPA-Studie	7
3.3	Stellungnahme	8
4.	Auswirkungen des Austreibens eines Behälterabschlusses auf die Stand-sicherheit des Containments	10
4.1	Aussage der AIPA-Studie	10
4,2	Stellungnahme	11
5.	Verhalten des Containments unter Erdbebenwirkung	13
5.1	Aussage der AIPA-Studie	13
5.2	Stellungnahme	14
6.	Schlußbemerkung	18
7.	Verzeichnis der Unterlagen	20

1. Vorbemerkungen und Aufgabenstellung

Sicherheitsuntersuchungen mit Hilfe von Wahrscheinlichkeitsbetrachtungen wurden in den USA für Leichtwasserreaktoren durch Rasmussen, für Hochtemperaturreaktoren (HTR) durch die General Atomic (GA) durchgeführt. Ähnliche Untersuchungen zur Abschätzung des nuklearen Risikos sind auch in Deutschland angelaufen. Für Hochtemperaturreaktoren werden diese von der Kernforschungsanlage Jülich (KFA) durchgeführt bzw. betreut.

Die von der GA durchgeführten Untersuchungen "HTGR Accident Initiation and Progression Analysis Status Report" 1976, kurz als AIPA-Studie bezeichnet, decken das gesamte nukleare Risiko des Kraftwerks. Dabei ist als eine der wichtigsten Komponenten zur Gewährleistung der öffentlichen Sicherheit die äußere Sicherheitsumschließung - das Containment - anzusehen, die beim HTR-Konzept in Spannbetonbauweise mit im Beton verankerter Stahl-Dichthaut (Liner) ausgeführt werden soll. Das Containment ist daher auch in der AIPA-Studie Gegenstand der Sicherheitsbeurteilung.

Die vorliegende Ausarbeitung hat die Beurteilung und kritische Wertung der AIPA-Studie bezüglich des Containments zur Aufgabe.

Die von der KFA beabsichtigten Untersuchungen sollen in 3 Phasen abgewickelt werden. Dabei soll die Phase I a die kritische Bewertung der

AIPA-Studie enthalten, damit dann in den weiteren Schritten Risikobetrachtungen für deutsche Verhältnisse durchgeführt werden können. Die vorliegende Stellungnahme ist daher der Phase I a zuzurechnen.

Zur Beurteilung eines Teils der Aussagen der AIPA-Studie, die dort nur durch pauschale Angaben abgehandelt wurden, waren einige zusätzliche Wahrscheinlichkeitsberechnungen erforderlich, und zwar Untersuchungen über die Versagenswahrscheinlichkeit des Containments unter Auslegungsbedingungen und unter Erdbeben - letzteres hinsichtlich der Gesamtstruktur.

2. Abschätzung der Versagenswahrscheinlichkeit
des Containments unter Auslegungsbedingungen

In der AIPA-Studie /1/ werden der Druck- und Temperaturaufbau im Innern des Containments nach Eintritt bestimmter Ereignisse beschrieben und mit dem Auslegungsdruck und der Auslegungstemperatur verglichen. Auf eine Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit wird verzichtet.

Damit jedoch auch in diesen Fällen eine Aussage über die Versagenswahrscheinlichkeit möglich wird, erscheint es sinnvoll, diese in einer überschläglichen Berechnung für das Containment unter Auslegungsbedingungen zu ermitteln. Für niedrigere Drücke und Temperaturen würde sich dann eine noch geringere Versagenswahrscheinlichkeit ergeben.

Untersucht wurde ein Horizontalschnitt durch den zylindrischen Teil des Containments, da ein solcher als kritischster Schnitt anzusehen ist. Da keine Unterlagen über die Dimensionierung der Vorspannung vorlagen, wurden in einer überschläglichen Bemessung folgende Spannstahlquerschnitte ermittelt und in die Versagensformel einbezogen: In vertikaler Richtung wie in horizontaler (über die Höhe der Zylinderschale von 56,7 m verteilt) verlaufen jeweils 480 Spannglieder (System BBRV) mit je 42 Einzeldrähten $\varnothing 7$, St 145/160. Durchmesser und Wandstärke des Containments sind Bild 1 zu entnehmen.

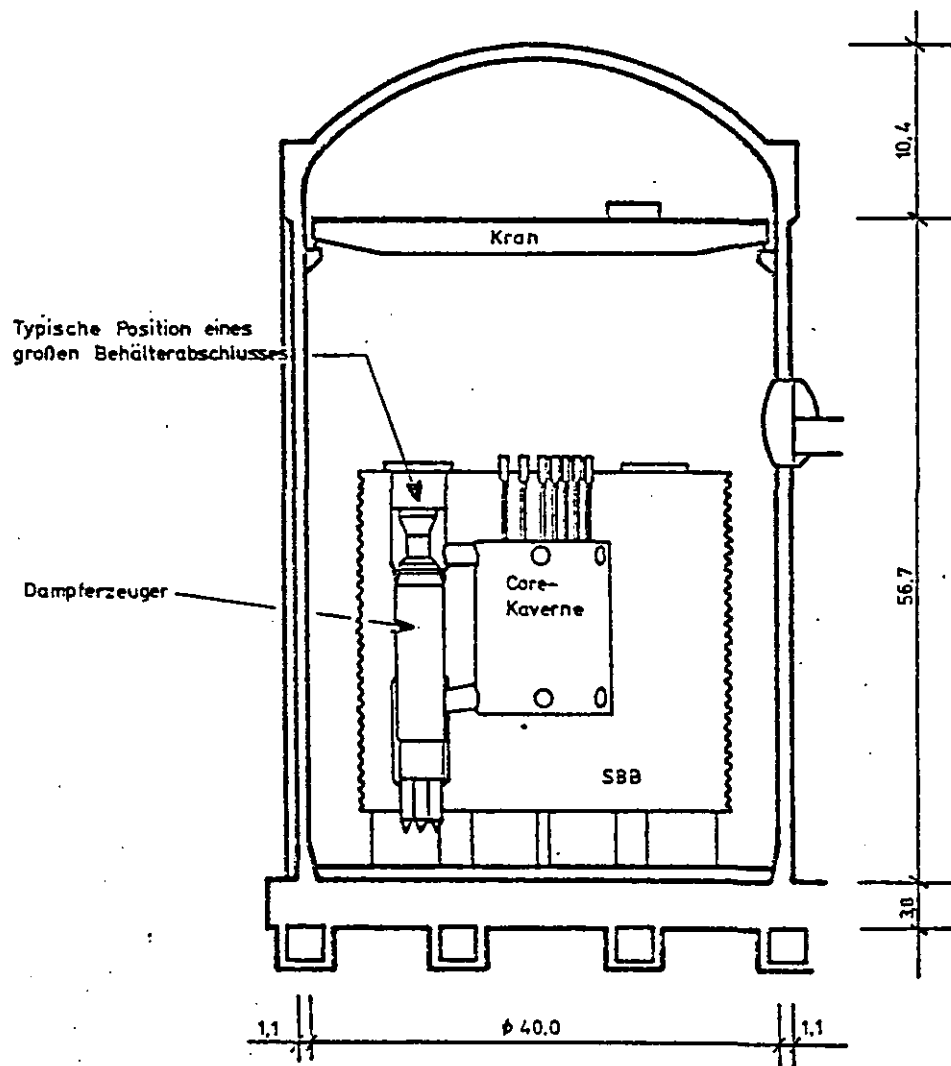


Bild 1: HTR-Containment mit
Spannbetonbehälter
(Abmessungen in m)

Als Zufallsvariable wurden der Auslegungsdruck, der Gesamtquerschnitt des Spannstahls und die Zugfestigkeit des Spannstahls eingeführt, wobei für letztere sehr konservativ lediglich die zulässige Spannung von $0,65 \beta_z$ eingesetzt wurde. Damit sind für das so definierte Ereignis auch die Verformungen noch begrenzt, so daß die Wahrscheinlichkeit für Versagen des Liners geringer als die errechnete sein wird. Für alle drei Größen wurden GAUSSsche Normalverteilungen zugrunde gelegt. Für die Zugfestigkeit des Spannstahls wurde eine Standardabweichung von 25 N/mm^2 angesetzt, wobei die Nennfestigkeit der 5 %-Fraktile entspricht. Für den Auslegungsdruck p wurde der Wert $1,05 p = 1,05 \cdot 4,7 = 4,935 \text{ bar}$ (Absolutdruck) als 95 %-Fraktile angenommen, d. h. 95 % aller beobachteten Druckwerte liegen unter $4,935 \text{ bar}$. Beim einzelnen Spanndraht wurde die übliche Querschnittstoleranz von $\pm 5 \%$ als 5 %-Fraktile angesetzt. Die Versagenswahrscheinlichkeit eines beliebig ausgewählten einzelnen Spanndrahtes wurde durch numerische Integration der dreidimensionalen (entsprechend der Anzahl der Zufallsvariablen) Wahrscheinlichkeitsdichte berechnet und ergab sich zu

$$p_{f1} = 0,55 \cdot 10^{-20}.$$

Die Wahrscheinlichkeit dafür, daß in mindestens einem von allen Drähten Versagen eintritt, ergibt sich nach dem Kettenmodell zu

$$p_{f2} = 1 - (1 - p_{f1})^{480 \cdot 42} \approx 1,1 \cdot 10^{-16}.$$

Diese bereits äußerst geringe Versagenswahrscheinlichkeit würde sich noch wesentlich vermindern, wenn man statt von der zulässigen Spannung von der Zugfestigkeit des Spannstahls ausgehen würde. Da die zulässige Spannung gegenüber der Streckgrenze eine Sicherheit von etwa 1,4 aufweist, beträgt die Wahrscheinlichkeit für das Auftreten größerer Verformungen, die zu Undichtigkeiten im Liner führen könnten, ebenfalls höchstens $1,1 \cdot 10^{-16}$.

Damit erscheint das Vorgehen in der AIPA-Studie berechtigt, beim Auftreten von Drücken und Temperaturen unterhalb der Auslegungswerte eine Beeinträchtigung der Funktionsfähigkeit des Containments auszuschließen.

3. Beurteilung der Versagenswahrscheinlichkeit
von Behälterabschlüssen

3.1 Vorbemerkung

Wie in Abschnitt 4 gezeigt werden wird, ist der kritischste Fall für das Containment das Herausschleudern eines Abschlusses des Spannbetonbehälters. In Betracht kommen dabei nur die Behälterabschlüsse der großen Durchdringungen, da ein Herausschleudern des Abschlusses einer kleinen Durchdringung mit sehr viel geringerer Wahrscheinlichkeit zum Verlust der Dichtigkeit des Containments infolge Aufschlagens eines solchen Teiles führen kann. Im folgenden soll die Argumentation der AIPA-Studie hinsichtlich der Wahrscheinlichkeit des Austreibens eines Abschlusses in Form eines "Kolben-Zylinder-Effekts" einer Bewertung unterzogen werden. Die Beurteilung der Versagenswahrscheinlichkeit eines Behälterabschlusses selbst, die in der AIPA-Studie zu $10^{-10}/J$ ermittelt wurde, erfolgte bereits in unserer "Stellungnahme zur AIPA-Studie in Bezug auf den Spannbetonbehälter" /2/ mit dem Ergebnis, daß bei Beibehaltung des gewählten Gedankenmodells eine Wahrscheinlichkeit von $10^{-8}/J$ anstelle von $10^{-10}/J$ angesetzt werden müsse.

3.2 Aussage der AIPA-Studie

Die folgenschwerste Form des Versagens des Abschlusses einer großen Durchdringung geschieht in der Weise, daß der Abschluß-Stopfen aus der

Durchdringung wie ein Kolben aus einem Zylinder ausgetrieben wird, d. h. sich genau in axialer Richtung hinausbewegt. Dabei wird dann plötzlich ein Durchflußquerschnitt $> 1,85 \text{ m}^2$ freigegeben. In der AIPA-Studie wird die Auffassung vertreten, daß dieser Kolben-Zylinder-Effekt nicht realistisch sei, weil die an die Abschlüsse angeschlossenen Rohrleitungen und die einbetonierten Liner-Kühlrohre ein Verkannten oder Verklemmen in der Beton-Öffnung bewirken würden. Die Wahrscheinlichkeit für den Kolben-Zylinder-Effekt wird zu 10^{-3} angesetzt.

3.3 Stellungnahme

Entsprechend der Vorgehensweise der AIPA-Studie ist bei der Betrachtung der Wahrscheinlichkeit für das Auftreten eines Kolben-Zylinder-Effekts davon auszugehen, daß die planmäßigen Haltevorrichtungen für die Abschlüsse - z. B. Scheranker, Bajonettverschlüsse, Schweißnähte im Rohrliner, Dehnschraubenverschlüsse - bereits in dem Umfange versagt haben, daß sie keinen Beitrag mehr zum Festhalten des Abschlusses liefern. Ein Festklemmen oder Verkannten des Stopfens kann daher nur durch die angeschlossenen Rohrleitungen und die Linerkühlrohre bewirkt werden - letzteres auch nur dann, wenn der Abriß der Abschlußkonstruktion zwischen Beton und Rohrliner, d. h. an den Anschlußnähten der Scheranker erfolgt.

Die genannte Wirkung der Rohrleitungen sollte unseres Erachtens vorsichtig bewertet werden;

denn angesichts der freiwerdenden Energie werden sie aufgrund ihrer vergleichsweise geringen Steifigkeit praktisch nicht zu Verkantungen des Stopfens während des Herausschleuderns führen können.

Die vorliegenden Unterlagen zur Konstruktion der Rohrliner zeigen, daß die Linerkühlrohre nicht etwa spiralenförmig, sondern längs Mantellinien des zylindrischen Rohrliners verlaufen. Daher liefern sie praktisch keinen Beitrag zur Verhinderung eines Kolben-Zylinder-Effekts.

Aus diesen Gründen erscheint die Eintrittswahrscheinlichkeit des Kolben-Zylinder-Effekts mit $10^{-3}/J$ zu optimistisch beurteilt.

4. Auswirkungen des Austreibens eines Behälterabschlusses auf die Standsicherheit des Containments

4.1 Aussage der AIPA-Studie

Beim Austreiben eines Behälterabschlusses entstehen zwei Wirkungen auf das Containment: Zum einen baut sich ein Innendruck auf, zum anderen wird der Abschlußstopfen gegen das Containment-Dach geschleudert.

Der entstehende großflächige Druck von etwa 2,4 bar Überdruck beträgt nur ca. 70 % des Auslegungsdruckes. Die Belastung liegt damit weit unter der Tragfähigkeitsgrenze des Containments (siehe hierzu Abschnitt 2).

Zur Wirkung des Aufschlagens eines Stopfens wird festgestellt, daß bei ungehindertem Austreiben eine Kraft (statische Ersatzkraft) von mehr als 1,5facher Größe der Kraft entsteht, die für ein Durchstanzen durch das Containment-Dach erforderlich ist. Bei Annahme einer nur halb so großen Anfangsgeschwindigkeit infolge Reibung und Verformungsbehinderung würde die statische Ersatzkraft nur 40 % der zum Durchstanzen erforderlichen Kraft betragen. Die Wahrscheinlichkeit für das Versagen des Containments infolge Auftreffens eines Stopfens wird mit $10^{-2}/J$ angegeben. Für den Fall, daß das Containment nicht versagt, wird eine sehr geringe Wahrscheinlichkeit für den Verlust der Funktionsfähigkeit des Dichtungssystems und des Filtersystems des Containments angegeben ($10^{-5}/J$).

4.2 Stellungnahme

Zur Beurteilung der Auswirkungen des Austreibens eines Behälterabschlusses auf das Containment wurden überschlägliche Berechnungen durchgeführt, die aufgrund der Beschränktheit der zur Verfügung stehenden Unterlagen zum Teil von geschätzten Werten ausgingen. Zu untersuchen waren jeweils eine der sechs Dampferzeugeröffnungen, der mittig darin befindlichen Gebläseöffnungen sowie der drei Durchdringungen für das Nachwärmeabfuhrsystem.

Für die Dampferzeugeröffnung wurde ein zylindrischer Betonstopfen von 4,20 m Durchmesser und 3,55 m Höhe zugrundegelegt. Der Austreibweg wurde gleich der Höhe des Stopfens angesetzt, der Flugweg zu 30 m. Bei unbehindertem Gleiten des Stopfens entlang des Austreibweges ergab sich so eine Auftreffgeschwindigkeit des Stopfens auf das Containment von 74 m/s. Unter Ansatz eines geschätzten, zur Tragwirkung beim Aufschlagen herangezogenen Kugelschalenausschnittes und Annahme vollplastischen Stoßes wurde die gemeinsame Geschwindigkeit des Stopfens und des Containmentausschnitts nach dem Aufschlagen zu 39 m/s ermittelt. Eine Energiebilanz hinsichtlich der Umwandlung von kinetischer Energie in Formänderungsarbeit zeigte, daß die hierfür erforderliche Durchbiegung größer als die Durchbiegung bei Erreichen der Tragfähigkeitsgrenze ist. Das bedeutet, daß ein solcher Stopfen die Sicherheitshülle durchschlägt.

Ginge man, wie in der AIPA-Studie geschehen, von einer Anfangsgeschwindigkeit aus, die nur die Hälfte derer bei unbehindertem Gleiten beträgt, so ergäbe sich nur eine Zerstörung des Liners mit Rißbildung im Beton, aber kein Durchstanzen. Jedoch wären nach unseren Abschätzungen selbst dann, wenn man günstig ein Herausgleiten einschließlich des Rohrliners, also ein Versagen der Scheranker-Anschlußnähte ansetzen würde, die behindernden Effekte nicht so wirksam, daß dadurch die Anfangsgeschwindigkeit auf die Hälfte reduziert werden würde.

Für die Abschlüsse der Gebläseöffnungen ergab sich bei Ansatz von 1,48 m Durchmesser, einem Austreibweg von 4,25 m und einem Gewicht von 370 kN eine Auftreffgeschwindigkeit von 44 m/s und unter den gleichen Annahmen wie beim vorigen Fall eine gemeinsame Geschwindigkeit des auftreffenden Körpers und des Schalenausschnitts von 14 m/s. Hier zeigte eine Energiebilanz, daß das Containment nicht durchschlagen wird.

Die Durchführungen für das Nachwärmeabfuhrsystem haben zwar nur einen Durchmesser von 2,52 m, jedoch ergab sich aus den uns vorliegenden Konstruktionsunterlagen /5/ eine sehr beträchtliche Austreiblänge von etwa 8,50 m. Diese Unterlagen ließen auch nur den Schluß zu, daß bei Versagen der Abschlüsse das gesamte jeweilige Nachwärmeabfuhrsystem mit 550 kN

Gewicht ausgetrieben werden würde. Damit wurde eine Anfangsgeschwindigkeit von 128 m/s und eine Geschwindigkeit des auftreffenden Teils samt dem getroffenen Schalenausschnitt von 51 m/s ermittelt. Die Energiebilanz zeigte hier, daß selbst bei halber Anfangsgeschwindigkeit das Containment noch durchschlagen wird.

Aufgrund dieser Untersuchungen halten wir die in der AIPA-Studie angegebene Versagenswahrscheinlichkeit für das Containment infolge Austreibens eines Behälterabschlusses von $10^{-2}/J$ für zu optimistisch. Es besteht zwar eine gewisse Wahrscheinlichkeit, daß Anlagenteile - z. B. der Gebäudekran, wenn er getroffen wird - hindernd wirken können. Auch könnte eine genauere Ermittlung des Stoßkraft-Zeit-Verlaufes bei Kenntnis der Massenverteilung im Nachwärmeabfuhrsystem zu günstigeren Ergebnissen führen. Jedoch ist unseres Erachtens zum jetzigen Zeitpunkt höchstens eine Versagenswahrscheinlichkeit von $10^{-1}/J$ vertretbar.

Demgegenüber kann, wie in der AIPA-Studie geschehen, die Wirkung des Druckaufbaues infolge Ausströmens des Kühlmittels außer Betracht bleiben.

5. Verhalten des Containments unter
Erdbebenwirkung

5.1 Aussage der AIPA-Studie

In Band I der AIPA-Studie wird festgestellt, daß ein Verlust der Tragfähigkeit des Containments als Ganzes infolge eines großen Erdbebens nicht zu erwarten sei, da das Containment zur Seismischen Kategorie I gehört. Nach / 3/ bedeutet dies eine Auslegung derart, daß das Bauwerk den Wirkungen des Safe Shutdown Earthquake (SSE) widersteht und dabei funktionsfähig bleibt. Zu betrachten sind deshalb nur kleinere Schäden, die zu ansteigenden Leckraten führen können. Von den genannten Schadensarten steht hier nur die Ribildung in Liner und Beton zur Debatte. Für ein solches Ereignis wurden Eintrittswahrscheinlichkeiten für Erdbeben ermittelt, deren Intensität vom einfachen bis zum zweifachen Sicherheitserdbeben (SSE) reicht, ausgedrückt durch die maximalen Bodenbeschleunigungen ($b_{hor} = \alpha \cdot 1,5 \text{ m/s}^2$, $1 \leq \alpha \leq 2$). Von den ermittelten Wahrscheinlichkeiten p_f seien hier angegeben:

$$\text{für } \alpha = 1,1 : p_f = 2 \cdot 10^{-6}$$

$$\text{für } \alpha = 1,5 : p_f = 0,4$$

$$\text{für } \alpha = 1,9 : p_f = 0,99$$

5.2 Stellungnahme

Da die AIPA-Studie nur lapidar feststellt, ein Überschreiten der Gesamttragfähigkeit des Containments sei nicht zu erwarten, und unterstellt werden muß, daß diese Aussage auch für das zweifache Sicherheitserdbeben gilt (obwohl zur Begründung nur die Auslegung für das einfache Sicherheitserdbeben angeführt wird), wurde eine rechnerische Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit des Containments als Ganzes für die Beurteilung dieser Aussage der AIPA-Studie als notwendig erachtet.

Der Berechnung wurde die in Bild 2 angegebene Geometrie zugrunde gelegt. Untersucht wurde Biegeversagen im Schnitt A - A oberhalb der Sohlplatte. Es wurde das Antwortspektrum nach /4/ zugrunde gelegt. Da Antwortspektren die Verteilungen für das Auftreten unterschiedlich hoher Spitzenbeschleunigungen beinhalten, kann die für das jeweils betrachtete Erdbeben gültige Maximalbeschleunigung als deterministische Größe angesehen werden. Weiterhin wurde angenommen, daß die maßgebende Eigenfrequenz des Containments im Maximum des Bodenantwortspektrums liegt. Die Dämpfung wurde ebenfalls konservativ zu 4 % der kritischen Dämpfung angesetzt. Unter diesen Annahmen wurden die Beanspruchungen in der Containmentwand im Schnitt A - A ermittelt.

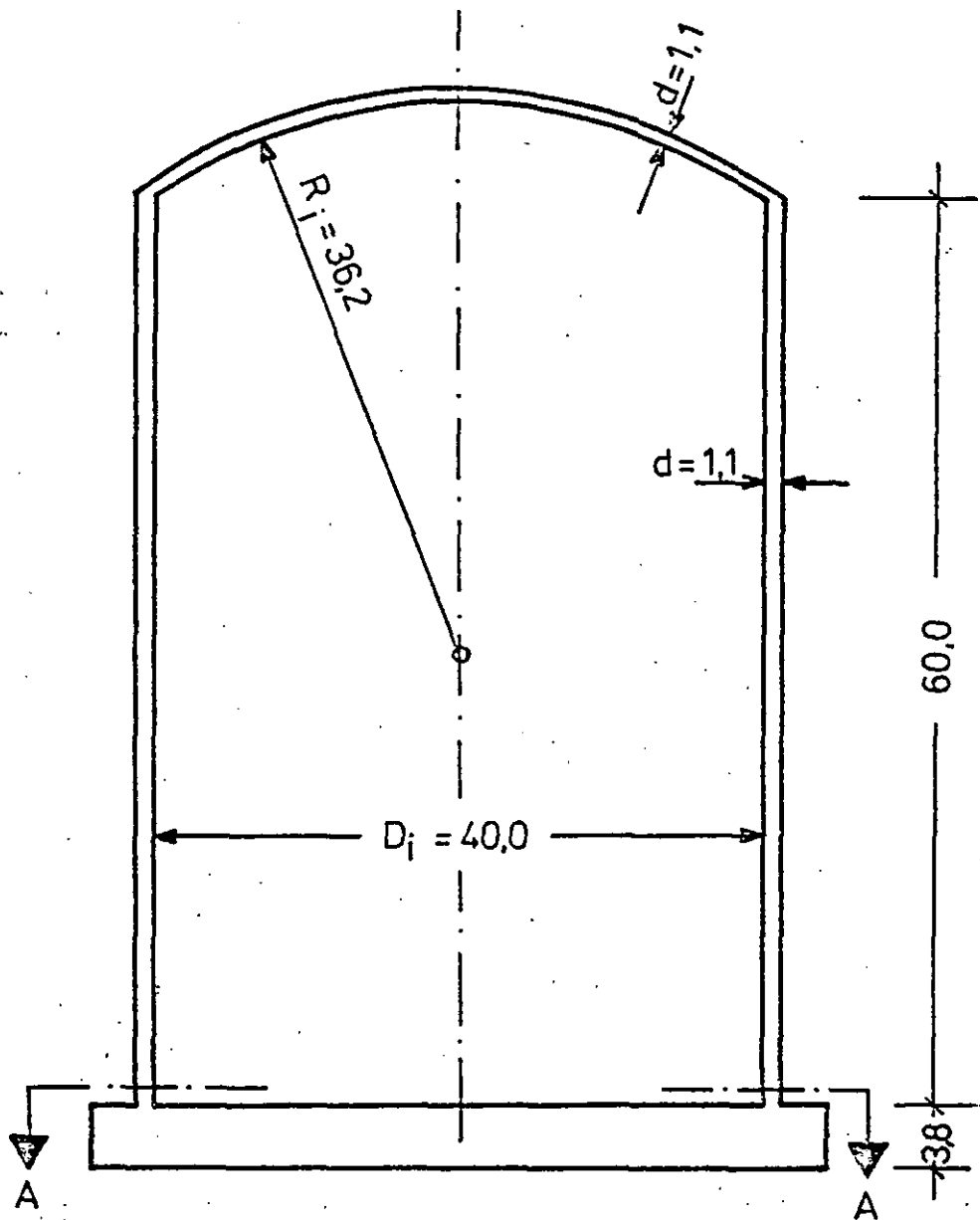


Bild 2: System für Erdbebenberechnung
(Maße in m)

Als statische Größen wurden Parameter für die Abhängigkeit der horizontalen und der vertikalen Beschleunigung im untersuchten Querschnitt von der horizontalen Bodenbeschleunigung eingeführt. Deren Verteilungen wurden geschätzt. Für die Betonfestigkeit wurde die in /2/ für den THTR-Behälterbeton angegebene Verteilung - umgerechnet auf einen Beton Bn 350 - verwendet. Die Versagenswahrscheinlichkeit wurde durch numerische Integration der dreidimensionalen Wahrscheinlichkeitsdichte im Versagensbereich berechnet. Es ergaben sich die folgenden Wahrscheinlichkeiten:

$$\text{für } \alpha = 1,0 : p_f = 1,2 \cdot 10^{-15}$$

$$\text{für } \alpha = 1,5 : p_f = 3,4 \cdot 10^{-15}$$

$$\text{für } \alpha = 2,0 : p_f = 9,5 \cdot 10^{-15}$$

Dieses Ergebnis zeigt, daß in der Tat auch beim zweifachen Sicherheitserdbeben das Versagen des Containments als Gesamtstruktur nicht zu erwarten ist. Diese Aussage der AIPA-Studie wird also bestätigt.

Die in der AIPA-Studie durchgeführte Ermittlung von Wahrscheinlichkeiten für das Auftreten kleinerer, zu Leckagen führender Schäden am Containment basiert auf zwei geschätzten Parametern für Schadenshäufigkeiten in Abhängigkeit von der Erdbebenstärke, deren Herleitung sich nicht nachvollziehen läßt, und

der Annahme einer GAUSSschen Normalverteilung. Örtliche Zerstörungen infolge Erdbeben mit der Folge der Undichtigkeit des Containments sind am ehesten dort zu erwarten, wo die Geometrie gestört ist oder sprunghafte Änderungen von Steifigkeiten vorliegen. Dies sind z. B. der Bereich des Anschlusses an die Gründungsplatte und Bereiche mit Durchführungen. Die zur Verfügung stehenden Unterlagen zum HTR-Projekt /5/ erlauben die Aussage, daß solche Bereiche derart konstruiert oder im Detail ausführbar sind, daß keine ausgesprochenen Schwachstellen in der Sicherheitseinschließung vorhanden sind. Den in Abschnitt 5.1 wiedergegebenen Wahrscheinlichkeitswerten für erdbebeninduziertes örtliches Versagen von Liner und Beton mit Verlust der Dichtigkeit des Containments (vgl. auch /1/, Fig. A 3-4) wird daher zugestimmt mit der zusätzlichen Bemerkung, daß es sich unseres Erachtens eher um eine konservative Abschätzung handelt.

6. Schlußbemerkung

Die in der AIPA-Studie durchgeführten Untersuchungen des Containments für den Hochtemperaturreaktor sind hinsichtlich einiger Fragestellungen - siehe Abschnitte 2 und 5 dieser Stellungnahme - als nicht vollständig hinsichtlich der Belegung von Aussagen durch Wahrscheinlichkeitsberechnungen zu betrachten. Die Aussagen werden jedoch durch die im Rahmen dieser Stellungnahme vorgenommenen überschläglichen Berechnungen bestätigt.

Auch sonst können die Ergebnisse der AIPA-Studie bestätigt werden. Jedoch kommt unseres Erachtens bezüglich der Auswirkungen des Austreibens des Abschlusses einer großen Öffnung im Spannbetonbehälter die AIPA-Studie zu einem zu optimistischen Ergebnis. Diese Ereignisfolge müßte anhand detaillierterer Unterlagen im Hinblick darauf überprüft werden, ob eventuell die zu günstig beurteilten Ereignisse durch zu ungünstig bewertete wieder kompensiert werden.

Bei der Übertragung auf deutsche Verhältnisse wird sich die vorgesehene größere Wandstärke des Containments günstig auswirken. Damit hierüber quantitative Aussagen gemacht werden können, sollten entsprechend gründliche

und vollständige Untersuchungen der Versagenswahrscheinlichkeiten vorgenommen werden, die den hohen Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke Rechnung tragen.

Sachbearbeitung

Dr.-Ing. K. Schimmelpfennig

Bochum, Juni 1977

KERN - G 92

Zerna Hagenby

7. Verzeichnis der Unterlagen

- /1/ HTGR Accident Initiation and Progression Analysis Status Report (AIPA-Studie) in folgenden Auszügen:
 - Band I
 - Band III, Seiten 2-1 bis 2-6
 - Seiten 2-11 bis 2-16
 - Seiten 4-20 bis 4-26
 - Seiten 4-144 bis 4-155
 - Band IV, Seiten 4-31 bis 4-39
 - Seite 4-50
 - Seiten 4-55 bis 4-70
 - Seite A2-31
 - Seiten A2-33 bis A2-35
 - Seiten A3-1 bis A3-64
 - Band VI, Seiten 4-45 bis 4-48
 - Band VIII
 - Comment 11
 - Comment B-5
 - Comment B-6
 - Comment C-3
- /2/ Zerna, W. und Schnellenbach, G:
Stellungnahme zur AIPA-Studie in Bezug auf den Spannbetonbehälter, Bochum, Juni 1977
- /3/ USAEC Regulatory Guide 1.29:
Seismic Design Classification, Übersetzung erschienen in: IRS, Übersetzungen - Kerntechnische Regeln, Ausg. 4/74
- /4/ USAEC Regulatory Guide 1.60:
Design Response Spectra for Seismic Design of Nuclear Power Plants,
siehe auch: IRS-Kurzinformation 1974, Reihe C, Nr. 2
- /5/ Unterlagen zum HTR-Projekt, soweit verfügbar.

15. DARSTELLUNG, KRITIK UND BEWERTUNG ZUM THEMENKREIS
"THERMODYNAMIK" IN DER AIPA-STUDIE

A. BADUR

INSTITUT FÜR NUKLEARE SICHERHEITSFORSCHUNG DER
KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH

1. Methoden der Thermodynamik

1.1 Darstellung und Kritik an den Methoden

In der vorläufigen AIPA-Untersuchung /1/, die zum Ziel hatte, die für das Gesamtrisiko repräsentativen Störfälle zu finden, wurden folgende Störfälle untersucht, bei denen thermodynamische Aspekte angesprochen sind:

- Schnelle Druckentlastung
- Langsame Druckentlastung
- Verlust der Fremdenergie
- Wassereinbruch in den Primärkreis
- Zwischenüberhitzer-Rohrbruch
- Sicherheitserdbeben

Die Konsequenzen des Störfalls "Wassereinbruch in den Primärkreis" werden vom Fachgebiet "Chemische Vorgänge" an anderer Stelle beschrieben. Hier wird und kann auch nur, da in der AIPA-Studie darüber hinaus keine weiteren Informationen gegeben werden, im Rahmen der Darstellung der quasi unbeschränkten Core-Aufheizung, auf die Störfälle "Verlust der Fremdenergie" und "Sicherheitserdbeben" eingegangen werden.

Da der Störfallablauf weitgehend unempfindlich ist gegenüber den auslösenden Ereignissen (Verlust der Fremdenergie bzw. Erdbeben) und den nachfolgenden Ereignissen bis hin zum Versagen der Nachwärmeabfuhr-Hilfskühlsysteme, kann an dieser Stelle sowohl auf eine Beschreibung als auch auf eine Differenzierung in bezug auf den Störfallablauf verzichtet werden.

Bei der detaillierten Analyse der dominanten Störfälle erfolgte die Berechnung der Konsequenzen mit Hilfe von Rechenprogrammen mit entsprechenden Eingabedaten.

Alle Arbeiten zur Ermittlung der Konsequenzen in der AIPA-Studie wurden bereits, wenn auch unter einer etwas anderen Zielrichtung, im Rahmen von Genehmigungsverfahren erbracht. Das führte offensichtlich bei GAC dazu, aufbauend auf dieser seit längerer Zeit vorhandenen Erfahrung, daß die thermodynamischen Aspekte bei der Behandlung einer probabilistischen Analyse, wie sie die AIPA-Studie darstellt, nicht in der notwendigen Ausführlichkeit

beschrieben wurden, wie es anderen Fachgebieten zuteil wurde. Bei der Transformation der auf konservative Ergebnisse führenden Hilfsmittel (z.B. Rechenprogramme, Daten usw.) auf die Bedürfnisse einer probabilistischen Analyse, die realistische Ergebnisse produzieren will, wurde darauf verzichtet, alle Konservativitäten abzubauen. Man beschränkte sich vielmehr darauf, realistische Daten zu verwenden.

Die Folge war, daß der Störfallablauf bzgl. der Thermodynamik nur über einen Zeitbereich von 48 h ab Zeitpunkt des Störfalleintritts berechnet wurde.

Weiterhin wurden die benutzten Rechenmodelle, welche zunächst für die Anwendung in Genehmigungsverfahren entwickelt worden sind und immer wieder auf Konservativität in bezug auf die maximale Temperaturbelastung zielende Vereinfachungen enthalten, nicht oder nur teilweise auf die neuen Anforderungen nach realistischer Beschreibung der Störfallsequenzen umgestellt. Die zur Beschreibung von Störfallsequenzen notwendige Kopplung von Rechenprogrammen, die verschiedene physikalische Vorgänge behandeln, wurde nur einseitig vorgenommen, so daß Rückkopplungseffekte vernachlässigt werden mußten.

Die Rechenprogramme, die für die thermodynamischen Rechnungen zur Konsequenzermittlung verfügbar waren, sind folgende:

- 1) RECA /2/ für die thermische Analyse des Reaktorcores und des Primärkühlsystems
- 2) CORCON /3/ für die Bremsstoff-Temperatur-Transienten bei Aufheizstörfällen
- 3) RATSAM /4/ für die Druckentlastungstransienten im Druckbehälter
- 4) CONTEMPT /5/ für das Containmentverhalten bei Druckentlastungstransienten.

Zur Berücksichtigung von Unsicherheiten in den Daten wurde deren Einfluß auf die Konsequenzen dadurch ermittelt, daß die Daten um den Mittelwert durch einen Unsicherheitsfaktor bei einem Vertrauensbereich von 5 % bis 95 % variiert wurden.

Einerseits sind vom methodischen Ansatz her (unter der Berücksichtigung, daß der Störfallablauf nur über 48 h betrachtet wird) in bezug auf die maximale Temperaturbelastung die Ergebnisse konservativ.

Andererseits konnte in der AIPA-Studie gezeigt werden, daß die Konsequenzen gegen Unsicherheiten in den Ergebnissen der Thermodynamik-Rechnungen, obwohl diese z.B. bei Core-Heatup-Störfällen den Zeitpunkt des ersten Versagens von Brennstoff-Partikeln und die Spaltproduktfreisetzung bestimmen, relativ unempfindlich sind. Der Grund ist allerdings in den zum Teil um Größenordnungen grösseren Unsicherheiten in den Spaltproduktparametern (Plateout im SBB, Plateout und Fallout im Containment) und Ausbreitungsberechnungen zu suchen.

2. Modelle und Daten

2.1 Darstellung der Modelle und verwendeten Daten

Es werden im folgenden die Rechenprogramme kurz beschrieben, die als analytische Hilfsmittel dienten.

RECA2

RECA2 ist ein digitales Computer-Programm, welches die Aufgabe hat, transiente Temperaturverteilungen im Core des HTR mit Blockelementen sowie im Notkühlsystem zu berechnen. Es wurde entwickelt, um Abkühlungsvorgänge im Primärsystem zu analysieren, die nach postulierten Zwischenfällen stattfinden und die man mit Versagen der Hauptkühlung umschreiben kann.

Ein detailliertes thermisches Modell des Cores ist mit einem Modell für das Notkühlsystem gekoppelt. Eine Kühlung des Cores nicht durch das Notkühlsystem kann simuliert werden durch Massenströme und Eintrittstemperatur, die als Funktion der Zeit als Eingabe dem Programm zugeführt werden.

Die Feststoff- und Kühlgastemperaturen werden an bestimmten Knotenpunkten berechnet, indem für jeden Knoten eine Energiebilanz aufgestellt und das System von Energiebilanzen mit einem finiten Differenzenverfahren gelöst wird.

Die Feststoffknoten repräsentieren in radialer Richtung Beladezonen und Seitenreflektor und in axialer Richtung die Lagen der Brennelementblöcke sowie Reflektor und Tragblock. Die Wärmeleitung wird dreidimensional gerechnet.

Ein System von eindimensionalen Impulsgleichungen beschreibt die Massenstromverteilung zwischen den Beladezonen. Es ist vorgesehen, daß sich die Strömungsrichtung in einer Region umkehren kann. Dadurch kann Aufwärtsströmung, wenn Auftriebskräfte überwiegen, berechnet werden.

Es ist weiterhin vorgesehen, daß sich die Kühlgaszusammensetzung als Folge von Lufteinbruch während der Core-Abkühlung bei einem Druckentlastungsstörfall ändern kann.

CORCON

Das Rechenprogramm CORCON wurde zur Berechnung transienter Core-Temperaturen während eines Core-Aufheiz-Störfalles mit Reaktorschnellabschaltung und fehlender Zwangskonvektion entwickelt. Diese Temperaturen sind notwendig für die Berechnung der transienten Spaltproduktfreisetzung für den maximalen hypothetischen Spaltproduktfreisetzungs-Störfall, auf der die nachträgliche Berechnung der Umgebungsdosis basiert.

CORCON simuliert den Wärmetransport durch Leitung und Strahlung, indem mit einem Differenzenverfahren die transienten zweidimensionalen Energiegleichungen gelöst werden. Materialeigenschaften können als Funktion der Temperatur, der Zeit und des Ortes angegeben werden.

Das Core wird modellhaft dargestellt, indem hexagonale Beladezonen zu Ringen homogenisiert werden, wobei die entsprechenden Coreeigenschaften gemittelt werden. Besonderheiten des CORCON-Modells sind

- 1) die Berücksichtigung der Wärmeproduktion und Umverteilung von zerfallenden Spaltprodukten,
- 2) die Berücksichtigung des Wärmetransportes durch Strahlung im Einlaß- und Auslaßplenum des Cores.

RATSAM

Das RATSAM-Computer-Programm wurde primär entwickelt für die Berechnung des Temperatur- und Strömungsverhaltens im primären Kühlsystem eines großen HTR während eines Druckentlastungsstörfalles. Das Programm berechnet den zeitabhängigen Druck, die Temperatur und Massenströme im gesamten Primärsystem, wobei das dynamische Verhalten des Gebläses und der Wärmetransport zwischen Kühlmittel, Core und Dampferzeuger berücksichtigt wird.

Darüber hinaus kann das Verhalten der Containment-Atmosphäre während des Druckentlastungsvorganges bei Bedarf berechnet werden.

Im analytischen Modell wird der Primärkühlkreislauf in diskrete Volumina unterteilt. Für jeden dieser Knoten werden die Erhaltungssätze für Masse und Energie angewandt. Darüber hinaus wird die eindimensionale Impulsgleichung für die Strömungswege zwischen den Knoten aufgestellt, um Trägheitskräfte der Strömung zu berücksichtigen.

Das System von Differentialgleichungen wird mit Hilfe einer numerischen Näherung über der Zeit integriert, um die zeitabhängigen thermodynamischen Eigenschaften in jedem Knoten zu erhalten.

CONTEMPT

Das CONTEMPT-Rechenprogramm simuliert das Temperatur-Druck-Verhalten der Containment-Atmosphäre bei Druckentlastung des primären oder sekundären Kühlkreislaufs eines HTR. Das Programm berechnet die maximale Containment-Temperatur und den Druck, den Ausgleichsdruckverlauf im Druckbehälter und Containment sowie die Spitzenbelastung des Containments nach einem Dampfleitungsbruch und einer Druckentlastung des Primärkreises.

Angaben über verwendete Basisdaten der Thermodynamik sind in AIPA spärlich. Lediglich zur quasi-unbeschränkten Coreaufheizung sind einige Daten zu finden.

Erfahrungen aus der Analyse von Core-Aufheizstörfällen haben gezeigt, daß drei Parameter für die Temperaturtransienten des Cores von Wichtigkeit sind.

Die Wärmeproduktionsrate im Core nach Schnellabschaltung ist ein Spaltproduktparameter. Die im CORCON verwendete Nachwärme berücksichtigt den Spaltproduktzerfall, den Effekt verzögerter Neutronen, Neutroneneinfang und Aktinide. Als Basis der Nachwärmezeitfunktion dient die Arbeit von Sund /6/. Die Berechnung der Nachwärme wurde für eine 4-jährige Standzeit des Cores bei 80 %iger Auslastung ohne Abschaltzeiten durchgeführt.

Die Variation der Nachwärme um einen Unsicherheitsfaktor bei einem Vertrauensbereich von 5 % bis 95 % wird mit ± 10 % zum Mittelwert angegeben.

Die thermische Analyse des Core-Verhaltens erfordert genaue Werte der thermischen Leitfähigkeit des Graphits als Funktion der Neutronenfluenz und der Bestrahlungstemperatur. Es wurden Messungen an bestrahltem Graphit durchgeführt und eine Unsicherheit von ± 35 % bzgl. des Mittelwertes ermittelt /7/.

Die große Wärmekapazität des Graphits im Core resultiert in einer langsam ansteigenden Temperatur-Transiente und einem merklich verzögerten Brennstoff-Versagen und Spaltproduktfreisetzung. Die Empfindlichkeit des Parameters Wärmekapazität gegenüber der Dosis wurde durch eine Variation der spezifischen Wärme des Graphits um $\pm 10\%$ simuliert.

2.2 Kritik an den Modellen und Daten

Rechenprogramme

Das Rechenprogramm RECA wurde zur Analyse des Nachwärmeabfuhrbetriebes mit dem Nachwärmeabfuhr-Hilfskühlsystem entwickelt und ist somit für Untersuchungen zur gestörten Nachwärmeabfuhr und für den kurzzeitigen Ausfall der Kühlung, wobei eine Naturkonvektion über die Hauptkühlkreisläufe bzw. Hilfskühlkreisläufe nicht zugelassen werden kann, geeignet.

Die im Rahmen des Störfalles "Verlust der Fremdenergie" angestellten Untersuchungen zu den Zeitintervallen, die zur Verfügung stehen, um Komponenten zu reparieren, nachdem das Nachwärmeabfuhr-Hilfskühlsystem zunächst erfolgreich gelaufen, dann aber ausgefallen ist, sind nur dann konservativ, wenn die Kühlung lange Zeit ausfällt. Das liegt im physikalischen Modell begründet, welches einen Wärmestrom von der Oberfläche des Cores in die Umgebung (z.B. SBB) nicht zulässt. Weitere Konservativitäten sind in der Verwendung nichttemperaturabhängiger und nichtanisotroper effektiver Wärmeleitfähigkeiten, in einer von der eigentlichen Core-Rechnung entkoppelten thermischen Berechnung der Core-Einbauten und in einer unrealistischen Nachwärmeverteilung im Core (es werden die Leistungsformfaktoren des Normalbetriebes verwendet) zu finden.

Der Vorgang der Druckentlastung des Primärsystems durch das Sicherheitsventil im oberen Plenum soll mit dem Rechenprogramm RATSAM durchgeführt worden sein. Da jedoch keine konkreten Angaben dazu gemacht werden, bleibt unklar, welche Daten benutzt werden, und ob das Verhalten der Containment-Atmosphäre mit den CNTB-Unterprogrammen des RATSAM oder mit dem Programm CONTEMPT berechnet worden sind. Inwieweit die für die Berechnung der Containmentbelastung zugrunde liegenden Modelle eine realistische Beschreibung dynamischer Vorgänge in einem so grossen Gasvolumen, wie es das Containment darstellt, zulässt, kann nicht beurteilt werden.

Die Berechnung der orts- und zeitabhängigen Temperaturverteilung im Core bei Aufheizstörfällen mit dem Programm CORCON kann erst zum Zeitpunkt der abgeschlossenen Druckentlastung begonnen werden, da Wärmetransportvorgänge durch das Kühlgas nicht modellhaft beschrieben werden. Aufgrund der zweidimensionalen Darstellung des Cores werden Temperaturspitzen im Core unterschätzt, da die dreidimensionale Leistungsverteilung gemittelt wird. Dies wird noch verstärkt durch die homogenisierte Behandlung von Graphit und Brennstoff. Die Wärmequellenverteilung im Core durch freigesetzte und kondensierte Spaltprodukte wird analog dem Modell SORS, jedoch stark vereinfacht und unter Verwendung konservativer Daten beschrieben. Eine Verminderung der Wärmequellen innerhalb der Core-Kaverne durch Austragen von Spaltprodukten in das Containment wird konservativ nicht berücksichtigt. Ebenfalls vernachlässigt werden Effekte wie Brennstoffschmelzen, Brennstoffdiffusion im Graphit und Graphitsublimation mit den damit in Zusammenhang stehenden Problemen.

Die Kopplung verschiedener Thermodynamik-Programme untereinander war zur Analyse des Core-Aufheiz-Störfalls nicht notwendig.

Die Kopplung der Thermodynamik (CORCON) mit der Spaltproduktfreisetzung (SORS) konnte dadurch umgangen werden, daß während der thermodynamischen Berechnung die Spaltproduktfreisetzung relativ einfach berücksichtigt wurde und die dadurch produzierten Ergebnisse für eine detaillierte Freisetzungsberechnung herangezogen wurden. Diese Näherung ist aufgrund der für das einfache Modell verwendeten Daten konservativ.

Daten

Die das thermische Verhalten des Reaktorcores bestimmenden Parameter sind eher konservativ als realistisch zu bezeichnen. So wird für die Nachwärmeleistung die Arbeit von SUND herangezogen, in der angenommen wird, daß das Core bei einer Auslastung von 80 % vier Jahre betrieben wurde, was einer Einsatzzeit von 3,2 Jahren bei 100 % Auslastung entspricht. Das mittlere Alter des Brennstoffes im Gleichgewichts-Reaktor-Core liegt hingegen zwischen 1,5 bis 2,5 Jahren.

In Abb. 1 sind die Nachwärmefunktionen von SUND an der oberen bzw. unteren Toleranzgrenze der Nachwärmefunktion nach dem ANS-Standard, welcher den Zerfall von Thorium und Protaktinium nicht berücksichtigt, gegenübergestellt.

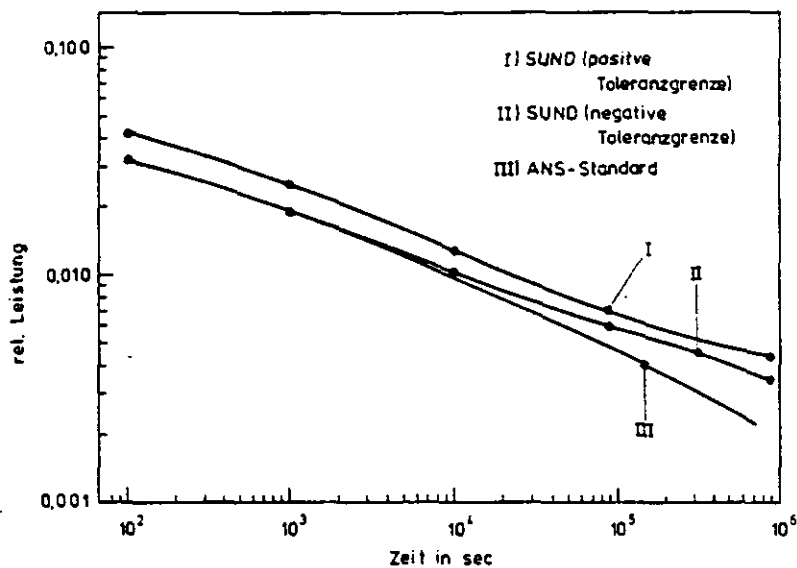


Abb. 1: Nachwärmefunktionen als Funktion der Zeit (nach /8/)

Die effektive Wärmeleitfähigkeit für das Core ist im Rechenprogramm CORCON realistisch d.h. temperaturabhängig und anisotrop angesetzt. Im RECA wird ein konservativ niedriger konstanter Wert verwendet.

Die Wärmekapazität ist realistisch.

Die erwähnte Variation der Mittelwerte zur 95 %-Vertrauensgrenze kann wegen fehlender Informationen nicht nachvollzogen werden, dürfte aber realistisch sein.

Wie eigene Untersuchungen /8/ gezeigt haben, hat die effektive Wärmeleitfähigkeit einen vernachlässigbaren Einfluß auf den Temperaturanstieg im Core. Umso empfindlicher ist jedoch die Temperaturerhöhung gegenüber der Nachwärme und Wärmekapazität.

Dieser Sachverhalt ist in Abb. 2 dargestellt, in der das Verhältnis der maximalen Brennelementtemperatur über dem Parameterverhältnis bei den Parametern Wärmekapazität, effektive Wärmeleitfähigkeit und Nachwärme aufgetragen ist.

Da die Wärmekapazität relativ genau bekannt ist, die Nachwärme jedoch konservativ angenommen wird, führen die verwendeten Daten zu konservativen Ergebnissen.

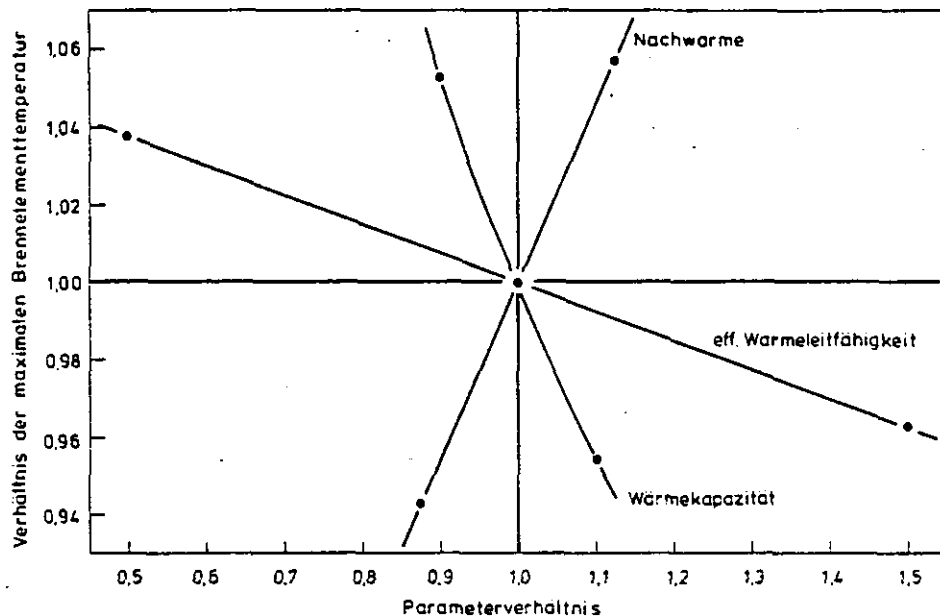


Abb. 2: Einfluß der Parameter auf die maximale Brennelementtemperatur (nach /8/)

Der Einfluß jedes einzelnen Parameters auf die radiologischen Konsequenzen wurde dadurch bestimmt, daß jeder Parameter einzeln zur 95 %-Vertrauensgrenze variiert wurde. Es ergaben sich Unsicherheitsfaktoren zwischen 1.08 und 2.13, welche einen sehr geringen Einfluß auf den gesamten Unsicherheitsfaktor aller Parameter haben, der zwischen 25 und 2924 liegt.

3. Ergebnisse

3.1 Darstellung der Ergebnisse

Gestörte Nachwärmeabfuhr

Als Folge des Ausfalls verschiedener Systeme heizen sich der Brennstoff, der Moderator, Reaktoreinbauten und das Primärkühlgas entsprechend der Spaltproduktzerfallswärme bei fehlender Zwangskonvektion auf.

Ein für die Sicherheit bedeutendes Merkmal des HTR-Cores ist der zaghafte Anstieg der Temperatur von weniger als 6°C/min. Der Temperaturanstieg der gefährdeten Komponenten des Primärsystems nach Versagen beider Kühlsysteme geht so langsam vonstatten, daß Zeit zur Reparatur besteht.

Als begrenzende Komponente des Primärsystems bei thermischen Transienten bei vollem Helium-Inventar werden in der AIPA-Studie die Deckplatten der thermischen Isolierung im oberen Plenum, für die bei einer Temperatur von 815°C Versagen angenommen wird, angesehen. Es ist nicht klar, wie das Versagen abläuft, ob partiell oder total der primäre Kühlgasstrom unterbrochen wird und ob es möglich ist, nachdem die Temperatur von 815°C erreicht wurde, die Kühlung fortzusetzen. Eine detailliertere Untersuchung muß noch durchgeführt werden. Im Rahmen der AIPA Studie wurde eine Inbetriebnahme der Kühlung, nachdem die Hilfskühlsysteme ausgefallen waren, nicht betrachtet, wenn die Temperatur der thermischen Isolierung 815°C erreicht hatte, was eine konservative Abschätzung darstellen soll. Dieses Zeitintervall ist die erlaubte Zeit für ein Fehlen der Zwangskonvektion und ist abhängig vom Zeitpunkt, bei dem das Versagen der Hilfskühlsysteme eintritt. Wenn z.B. die Hilfskühlsysteme nicht starten, sind die Anfangstemperaturen und die Nachwärme relativ hoch, so daß nach 1,5 h Zwangskonvektion einsetzen muß. Wenn dagegen die Hilfskühlsysteme starten und 100 h laufen, bevor sie versagen, sind die Anfangstemperaturen und die Zerfallswärme geringer, so daß etwa nach weiteren 34 h erst die Zwangskonvektion einsetzen muß.

Der RECA-Code wurde zur Analyse der Transienten bei Verlust der Zwangskonvektion benutzt, um eine Abschätzung für die erlaubte Zeit für den Ausfall der Zwangskonvektion zu erhalten (das ist die Zeit zwischen Ausfall der Hilfskühlsysteme und Erreichen der Deckplatten der thermischen Isolierung von 815°C) als Funktion der Zeit zwischen Start der Hilfskühlsysteme und deren Versagen (siehe Abb. 3).

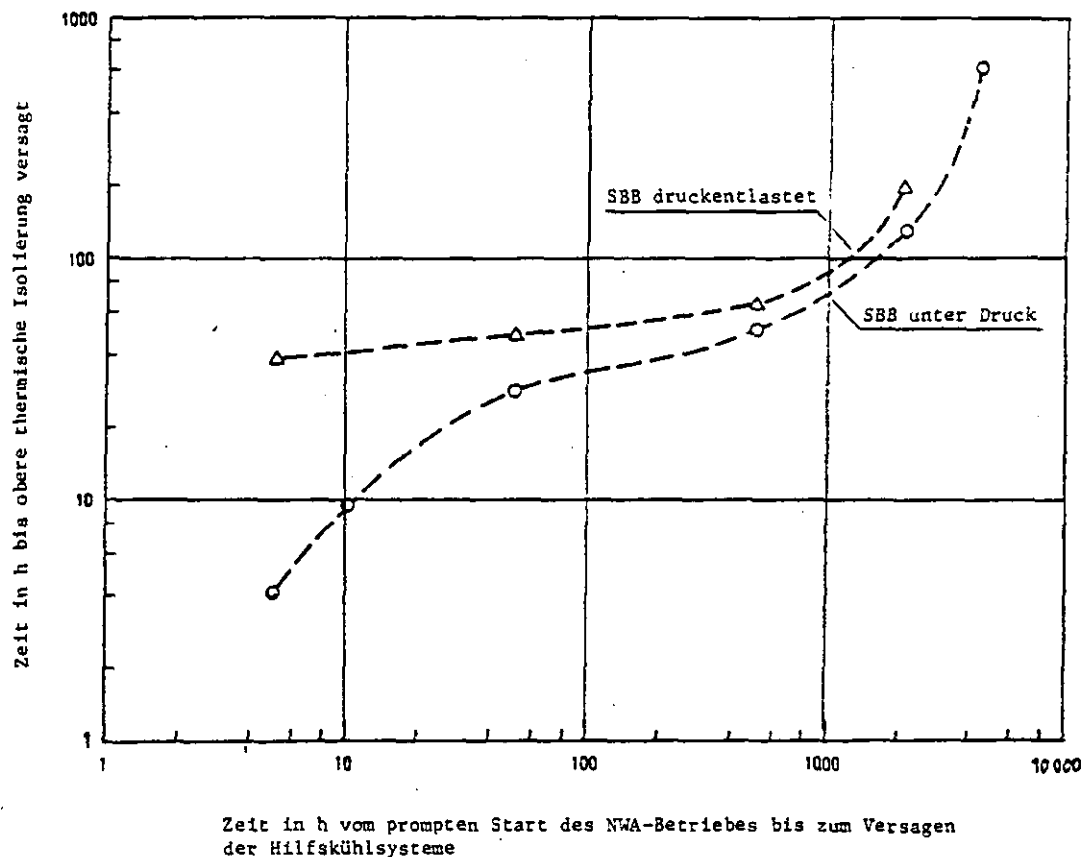


Abb. 3: Zulässige Zeit zwischen Ausfall der Nachwärmeabfuhr-Hilfskühlsysteme und Erreichen der limitierenden Temperatur der thermischen Isolierung

Druckentlastung

Kann bei Ausfall der Nachwärmeabfuhr die Aufheizbedingung nicht abgefangen werden, findet als Folge von Temperaturbelastung ein Partikelversagen, Spaltproduktfreisetzung ins Core und eine Spaltproduktfreisetzung in das Containment durch das Sicherheitsventil statt. Das Ventil mit einem Querschnitt von 130 cm^2 ist mit dem oberen Plenum des Cores verbunden und soll eine Belastung des Spannbetonbehälters durch Überdruck verhindern. Der Öffnungszeitpunkt nach Beginn der Aufheizung wird durch die Temperatur des Primärkühl-gases bzw. durch die dadurch auftretende Druckerhöhung bestimmt (der Auslö-sungsdruck für das Öffnen des Ventils liegt bei $\sim 53 \text{ bar}$) und variiert mit der Zeit des Laufens der Nachwärmeabfuhr-Hilfskühlsysteme. Starten diese nicht, beträgt die Zeit zum Öffnen nach Rechnungen mit dem Rechenprogramm RATSAM etwa 45 min. Demgegenüber steht ein Öffnungszeitpunkt nach 92 min, der in /9/ angegeben wird (Abb. 4).

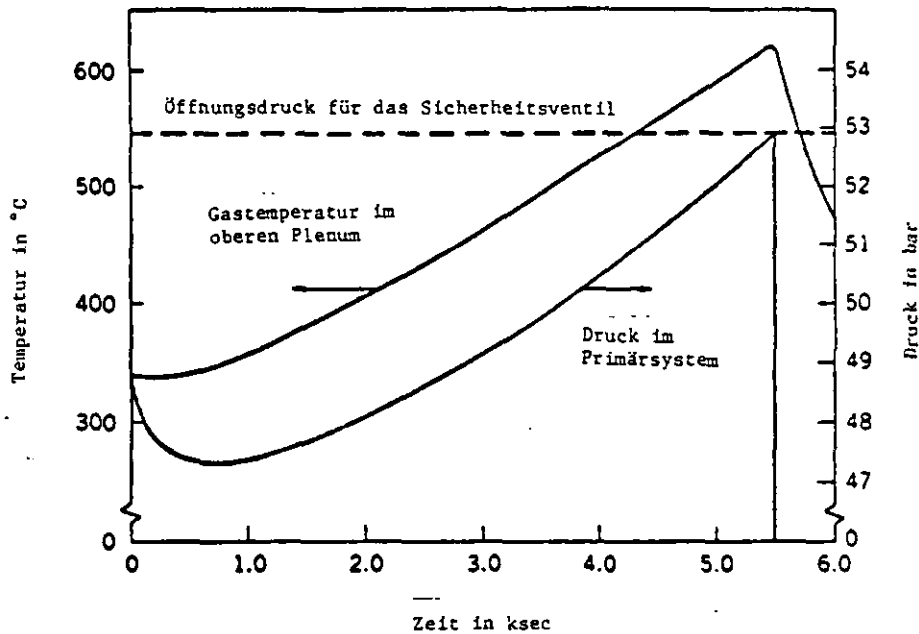


Abb. 4: Zeitlicher Verlauf der Gastemperatur im oberen Plenum und des Drucks im Primärsystem bei quasi-unbeschränkter Core-Aufheizung (nach /9/)

Die Temperatur des Gases im oberen Plenum beträgt zum Öffnungszeitpunkt 650°C . Diese Temperatur liegt oberhalb der maximalen Betriebstemperatur von 445°C für das Ventil. Da sich die mechanischen Eigenschaften des ferritischen Materials bei 650°C ändern, geht man davon aus, daß das Ventil nicht wieder bestimmungsgerecht schließt.

Strömt das Helium an der Oberseite des Druckbehälters oberhalb des Kaltgasplenums aus, ist die Wahrscheinlichkeit, daß sich das Gas nur partiell im Containment mischt, größer als man es erwarten kann, wenn der Druckbehälter eine Druckentlastung ins Containment am Heißgasplenum erfährt. Wegen der teilweisen Gasmischung im Gegensatz zur totalen Gasmischung beim Auslegungsdruckentlastungsstörfall (Leck am Heißgasplenum) wird der Containmentliner im Deckenbereich höheren Temperaturen ausgesetzt sein als beim Auslegungsdruckentlastungsstörfall. Der Containmentliner im Deckenbereich wurde bevorzugt betrachtet, da er einerseits die erste Fläche ist, mit der das heiße Helium aus dem SBB in Berührung kommt, und da andererseits die Decke wegen der geringeren Dicke gegenüber der Containmentwand der für die Integrität des Containments limitierende Teil ist.

Zur Bestimmung der Wahrscheinlichkeit des Versagens des Containments bzw. dessen Abschlüsse wurden die maximalen Werte des Containmentdrucks und der Linertemperatur herangezogen. Da diese Werte die Auslegungswerte des Containments nicht erreichen, wird es als unwahrscheinlich angesehen, daß das Containment versagt.

Core-Aufheizung

Die Core-Aufheizung wird in drei Teile unterteilt. Der erste Teil enthält die Berechnung der orts- und zeitabhängigen Temperaturverteilung im Core und der Druckbehältereinbauten während der Aufheizung mit dem Rechenprogramm CORCON. Der zweite Teil besteht aus Rechnungen mit dem Spaltproduktfreisetzungs-Rechenprogramm SORS, der letzte Teil beinhaltet die Berechnung der Dosen.

Die Ergebnisse der thermischen Analyse wurden durch die Darstellung der mittleren Core-Temperatur veranschaulicht. Diese liegen etwas unterhalb derjenigen, die für das Genehmigungsverfahren bei der Berechnung der maximalen hypothetischen Spaltproduktfreisetzung ermittelt wurden.

Brennstoff-Versagen infolge der Aufheiztransienten tritt in einem Temperaturbereich von 1600°C bis 2000°C auf. Das bedeutet, betrachtet man die mittlere Temperatur des aktiven Cores, ein Versagen der coated particles in einem Bereich von 7 - 14 h (siehe Abb. 5). Geringfügiges Versagen tritt früher bzw. später auf. Der früheste Zeitpunkt für die heißeste Region ist 2 h.

3.2 Bewertung der Ergebnisse aufgrund der Kritik und

Ergebnisse eigener Arbeiten

Gestörte Nachwärmeabfuhr

Die Deckplatten der oberen thermischen Isolierung sind bei vollem Helium-Inventar des Primärsystems die die Ausfallzeit des Nachwärmeabfuhr-Hilfskühlsystems begrenzenden Komponenten. Bei Druckentlastung trifft dies wegen der nun relativ unbedeutenden Naturkonvektion innerhalb der Core-Kaverne jedoch nicht zu. Vielmehr sind die untere thermische Isolierung bzw. der Nachwärmeabfuhr-Hilfswärmetauscher nach dem Wiederstart des Nachwärme-Hilfskühlsystems die Komponenten, die der höchsten Belastung ausgesetzt sind, und somit die Ausfallzeit begrenzen, wie eigene Untersuchungen /8/ z.B. zu

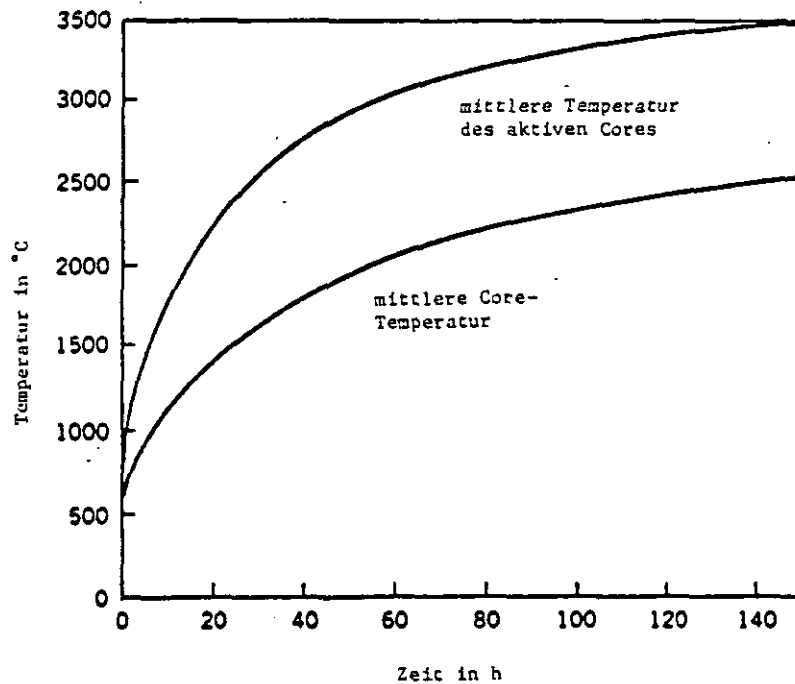


Abb. 5: Core-Temperatur-Transiente bei quasi unlimitierter Core-Aufheizung

Auswirkungen hypothetischer Störfälle bei Hochtemperaturreaktoren gezeigt haben. Der kritische Punkt ist der Start der NWA-Systeme, bei dem die untere Isolierung bzw. der Hilfwärmetauscher mit einem relativ heißen Kühlgasstrom beaufschlagt werden.

An die in Abb. 3 angegebenen Ergebnisse für den Fall "SBB-Druckentlastung" ist somit zumindest ein Fragezeichen zu setzen. Es wird erwartet, daß sich die Kurve bei Korrektur zu kürzeren zulässigen Ausfallzeiten hin verschieben wird.

Druckentlastung

Eine Temperaturerhöhung im Primärsystem ist mit einem Druckanstieg verbunden, der im SBB durch "engineered safeguard" in Form eines Sicherheitsventils begrenzt wird. Bei einem Druck von etwa 53 bar öffnet das Ventil und das Primärkühlgas strömt aus dem oberen Plenum des SBB in das Containment.

Die Druckentlastung des Primärsystems soll mit dem Rechenprogramm RATSAM durchgeführt worden sein. Da jedoch keine konkreten Angaben gemacht werden, bleibt unklar, welche Daten benutzt werden, und ob das Verhalten der Con-

tainment-Atmosphäre mit den CNTB-Unterprogrammen des RATSAM oder mit dem Programm CONTEMPT berechnet worden sind. Auf jeden Fall scheinen die zur Berechnung der Containmentbelastung zugrundegelegten physikalischen Modelle aufgrund fehlender Aussagen zur Gaszusammensetzung im Containment nicht ausreichend. Nicht betrachtet wird die Möglichkeit der Bildung eines zündfähigen Gemisches im Containment bei Auftreten von Gasschichtung, was nach neueren Untersuchungen nicht auszuschliessen erscheint /12/.

Core-Aufheizung

Wie bereits erwähnt, sind die Temperaturtransienten aufgrund der physikalischen Modelle und Daten konservativ.

Für die Berechnung der Temperaturtransienten im Core wurde das Rechenprogramm CORCON verwendet. Das Rechenprogramm unterschätzt aufgrund seiner r-z-Geometrie Temperaturspitzen, da die dreidimensionale Leistungsverteilung azimuthal gemittelt wird. Da der Verminderung der Nachwärme durch Ausstragen von aus defekten Partikeln freigesetzten Spaltprodukten aus dem Corebereich nicht Rechnung getragen wird, ist die an sich schon konservative Nachwärmefunktion zu hoch angesetzt, was andererseits in einer Überschätzung des Temperaturanstiegs des Cores resultiert.

Nicht berücksichtigt wird das Temperaturverhalten des Spannbetonbehälters, d.h. insbesondere die massive H_2O - und CO_2 -Freisetzung ab etwa $100^\circ C$ sowie das partielle strukturelle Versagen des Betons /10/. Diese Freisetzung von Wasser in Form von Dampf und CO_2 in den SBB und ins Containment wurde ebenso wenig untersucht, wie die Möglichkeit der Bildung eines zündfähigen Gemisches im Containment. Ebenfalls zumindest unbefriedigend ist die thermodynamische Behandlung des Cores über einen Zeitraum von nur 48 Stunden. Dadurch wird nichts darüber ausgesagt, wie sich geschmolzener Brennstoff im Graphit verhält. Denkbar wären Transportvorgänge wie z.B. Umlagerung durch Gravitation sowie durch Verdampfen und Kondensation /11/. Es fehlen weiterhin Untersuchungen zu möglichen Reaktivitätseffekten durch Schmelzen von Regel- bzw. Abschaltstäben, Bormigration und anderes. Darüber hinaus wird nicht auf das Verhalten von Graphit bei Sublimation, insbesondere auf die durch Massentransport (Sublimation - Kondensation, mechanisches Abbröckeln) bedingte Geometrieänderung des Cores eingegangen.

Im Gegensatz zum Core-Heatup-Störfall in einem Zeitbereich bis 48 Stunden, der durch relativ leicht überschaubare physikalische Vorgänge beschrieben werden kann, steht der Zeitbereich über 48 Stunden. In diesem Zeitbereich versteht man zwar teilweise die Einzelphänomene, die gekoppelte analytische Behandlung der wesentlichen Vorgänge jedoch steht noch aus. Daher kann eine Abschätzung zur Auswirkung des Langzeitverhaltens des Reaktors bei einem Core-Heatup-Störfall auf das Risiko nicht durchgeführt werden, sondern bleibt späteren Untersuchungen vorbehalten.

Referenzen:

- /1/ HTGR Accident Initiation and Progression Analysis,
Status Report GA-A13617, Vol. I - VIII, General Atomic Comp., Feb. 1976

- /2/ J.F. Petersen,
RECA2, A Program for Thermal Analysis of HTGR Emergency Cooling
Transients
General Atomic Comp., Report GA-A13613

- /3/ K.E. Schwartztrauber, F.A. Silady,
CORCON, A Computer Program for Analysis of HTGR Core Heatup
during a Hypothetical Loss of Forced Circulation
General Atomic Comp., Report GA-A1280 (GA-LTR-13), July 1974

- /4/ R.K. Daremer, T. Shih,
RATSAM, A Computer Program for the Analysis of the HTGR Primary
Coolant System Depressurization Accident
General Atomic Comp., Report GA-A13705

- /5/ D.I. Macnab,
The CONTEMP-G Computer Program and its Application to HTGR-
Containments
General Atomic Comp., Report GA-A12692 (GA-LTR-6), Feb. 1974

- /6/ R.E. Sund,
Afterheat Calculation for the HTGR
General Atomic Comp., Report GA-A12499 (GA-LTR-4), Nov. 1973

- /7/ R.J. Price,
Review of the Thermal Conductivity of Nuclear Graphite
under HTGR Conditions
General Atomic Comp., Report GA-A12615, Sept. 1973

- /8/ A. Badur, A. Müller
Untersuchungen zu den Auswirkungen hypothetischer Störfälle
bei Hochtemperaturreaktoren
JÜL-1468, Dez. 1977

- /9/ A.W. Barsell, V. Joksimovic, F.A. Silady,
A Realistic Assessment of HTGR Accident Consequences
General Atomic Comp., Report GA-A14038, Aug. 1976

- /10/ K. Kordina, U. Schneider,
Zum Verhalten von massigen Betonstrukturen im Hochtemperaturbereich,
Abschlußbericht
Beitrag der TH Braunschweig zur Sicherheitsstudie HTR (1977)

- /11/ R. Imprescia,
High Temperature Interactions between HTGR Fuel and Core Graphite
LA-NUREG-6579-PR, Nov. 1976, p. 6 - 8

- /12/ I. Omata, H. Takahashi, R.A. Strehlow,
Layering and Combustion in the THGR Containment
Following Depressurization Accident
Trans. Am. Nucl. Soc., 26, 315 (1977)

16. KRITISCHE BEWERTUNG DER AIPA-STUDIE BEZÜGLICH DER ASPEKTE
ZUR
"SPALTPRODUKTFREISETZUNG AUS Brennelementen UND PRIMÄRKREIS"

A. MÜLLER

INSTITUT FÜR NUKLEARE SICHERHEITSFORSCHUNG DER
KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH

Kritische Bewertung der ALPA-Studie bezüglich der Aspekte zur
"Spaltproduktfreisetzung aus Brennelementen und Primärkreis"

von

A. Müller

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung
Kernforschungsanlage Jülich GmbH

Inhalt

1. Allgemeines
2. Quellen der Spaltproduktfreisetzung
3. Methoden der Berechnung störfallbedingter Spaltprodukt-
freisetzung
4. Die wichtigsten Rechenparameter und ihre Unsicherheiten
 - 4.1 zum Partikelversagen
 - 4.2 zu den Spaltproduktfreisetzungsraten aus coated particles
 - 4.3 zu den Spaltprodukt-Diffusionskoeffizienten im Brenn-
elementgraphit
5. Aussagen zu den Ergebnissen bei den dominanten Störfällen
 - 5.1 Core-Aufheizung
 - 5.2 Zwischenüberhitzer-Leck
 - 5.3 Druckentlastung

1. Allgemeines

Der vorliegende Beitrag dokumentiert die Arbeiten zur Bewertung der AIPA-Studie /1/ bezüglich der obengenannten Thematik. Die gewonnenen Einzelergebnisse und -aussagen sind in die generelle Bewertung zu "Methoden zur Analyse der Störfallauswirkungen" (Kap. 3) und "Analyse der Auswirkungen dominanter Störfälle" (Kap. 7) des 1. Zwischenberichtes zur "Sicherheitsstudie HTR" eingegangen.

Im folgenden sollen einzelne fachspezifische Punkte näher erläutert und vertieft wie auch die entsprechenden kritischen Aussagen zur AIPA-Studie eingehend diskutiert und (soweit möglich auch quantitativ) belegt werden.

2. Quellen der Spaltproduktfreisetzung

Zur Berechnung bzw. Beurteilung der störfallbedingten Spaltproduktfreisetzung ist die Kenntnis der Spaltproduktquellen eine notwendige Voraussetzung. Bei den zum Risiko beitragenden Störfällen gemäß der AIPA-Studie genügt die Beschränkung auf zwei Quellen:

- das Spaltproduktinventar in den Brennelementen des Cores,
- die Spaltprodukte im Primärkreis bei Normalbetrieb, teils im Kühlgas, teils an Primärkreisoberflächen.

Da das Spaltproduktinventar in den Brennelementen aus wohlbekannten nuklearen Spaltprodukt-daten (Zerfallskonstanten, Spaltausbeuten) und aus der Reaktorleistung auf einfache Weise (AIPA, Vol. V, p. 4-16) zu berechnen ist, ergeben sich nur geringe Unsicherheiten; die Inventarwerte sind vertrauenswürdig, wobei allerdings die Schwankungen mit $\pm 1\%$ im gewählten Vertrauensbereich zu gering erscheinen. Im Gegensatz zu den kürzerlebigen Isotopen (z.B. die meisten Spaltgase), die relativ rasch einen Gleichgewichtszustand erreichen, spielt für die längerlebigen Spaltprodukte (Cäsium, Strontium u.a.) wegen des langfristigen Inventaraufbaus die Betriebszeit bzw. die Leistungsgeschichte des Reaktors eine Rolle. Der in der AIPA-Studie gewählte Zeitpunkt für die Inventarberechnung unmittelbar vor dem jährlichen Brennelementwechsel liefert für die langlebigen Spaltprodukte das höchstmögliche Inventar. Unmittelbar nach dem Brennelementwechsel-Termin (1/4 des Cores wird neu beladen) z.B. beträgt das Inventar langlebiger Spaltprodukte nur

ca. 60 % dieses Maximalwertes.

Für das Isotop Xe135 ist die in der AIPA-Studie angegebene Inventarformel nicht anwendbar, da der Xe135-Aufbau durch n-Einfang nicht enthalten ist. Ohne besondere Erläuterung ist aber offensichtlich das Xe135-Inventar in anderer Weise richtig berechnet, da der angegebene Wert von 4740 Ci pro Brennelement plausibel erscheint. Jedoch dürfte die Unsicherheit dieses Wertes deutlich größer sein als angegeben, da die nicht genau bekannte n-Flußverteilung entscheidend eingeht.

Die zirkulierende Kühlgasaktivität im Normalbetrieb wird aus dem Inventar der Brennelemente mit Hilfe sog. mittlerer relativer Core-Freisetzungsraten $\overline{R/B}_{Core}$ vor allem für die flüchtigen Spaltprodukte unter Berücksichtigung der Reduktion durch die Gasreinigung und durch Plateout bestimmt. Dieser in der AIPA-Studie benutzte methodische Ansatz zur Ermittlung der Kühlgasaktivität ist akzeptabel, wenngleich die Anwendung physikalischer Transportmodelle zur Spaltproduktfreisetzung bei Normalbetrieb auch in Betracht gezogen werden sollte.

Die $\overline{R/B}_{Core}$ werden aus der Spaltgasfreisetzung einer Fülle von Bestrahlungsexperimenten durch Übertragung auf den Betriebszustand des HTGR-1160 mit Hilfe des Rechencodes SURVEY für je ein Kr- und Xe-Isotop (Kr85m, Xe138) berechnet. Die Berücksichtigung einer Vielzahl von Bestrahlungsexperimenten zur Datenermittlung der Spaltgasfreisetzung ist prinzipiell wünschenswert, jedoch ist zu bemerken, daß in der AIPA-Studie viele dieser Experimente aufgrund teils sehr unterschiedlicher und auch veralteter Partikeltypen

- untereinander kaum vergleichbar sind,
- nicht unbedingt als repräsentativ für den HTGR-1160 erscheinen.

Da aber im HTGR-1160 auf jeden Fall verbesserte Partikeltypen zum Einsatz kämen, können die aufgrund der Experimente errechneten $\overline{R/B}_{Core}$ in ihrer Tendenz als konservativ eingestuft werden.

Die $\overline{R/B}_{Core}$ des gesamten Kr- und Xe-Isotopenspektrums werden durch Annahme einer Wurzelabhängigkeit von der Halbwertszeit $t_{1/2}$ nach Gleichung (1) ermittelt:

$$\overline{R/B}_{\text{Core}}^{(j)} \sim \sqrt{t_{1/2}^{(j)}} \sim \sqrt{1/\lambda^{(j)}} \quad (1)$$

Die allgemeine Zulässigkeit dieser Vorgehensweise wird durch Abb. 1 verdeutlicht, wobei nach Bestrahlungsergebnissen mit deutschen Kugelbrennelementen (s. Abb. 1 unten) die Xe133-Freisetzung bis zu einem Faktor 3 überschätzt werden kann /2/. Dem Isotop Xe135 muß zur Berücksichtigung des n-Einfangs eine effektive Halbwertszeit zugeordnet werden, die zu einem um den Faktor 2 bis 3 kleineren R/B-Wert führt. Dies wurde offensichtlich in der AIPA-Studie nicht beachtet, so daß sich zu hohe Beiträge zur Kühlgasaktivität ergeben (s. auch Tab. 1).

Die Gleichsetzung von Jod- und Xe-Freisetzungsraten R/B in der AIPA-Studie tendiert für die Jod-Freisetzung zur konservativen Seite, da nach unseren Erfahrungen die Freisetzung des Jod bei Normalbetrieb immer unter der des Xe bleibt /2/. Dies hat wegen des geringen Jod-Beitrags zur zirkulierenden Aktivität hier zwar nur geringe Bedeutung, könnte aber für die Plateout-Aktivität eine Rolle spielen.

Ein Vergleich der in der AIPA-Studie für den HTGR-1160 angegebenen zirkulierenden Aktivität mit der für eine PNP-3000-Anlage berechneten, zu erwartenden Kühlgasaktivität /3/ (mit Berücksichtigung der HTR-1160 Gasreinigungsanlage!) ist zwar wegen der verschiedenartigen Partikelsorten nur bedingt zulässig, stellt aber eine Hilfe zur allgemeinen Beurteilung und relativen Einordnung der Werte dar (Tab. 1).

Die Gesamt-Kr-Aktivität im Kühlgas des HTGR-1160 nach der AIPA-Studie liegt etwa um einen Faktor 3 über dem für den PNP-3000 erwarteten Wert, die Gesamt-Xe-Aktivität liegt etwa um den Faktor 4 höher, die J-Aktivität um etwa den Faktor 6. Diese Tendenz bestätigt generell die schon gemachten Bemerkungen zu den (eher konservativen) $\overline{R/B}_{\text{Core}}$ -Werten und zu der Annahme hinsichtlich der Jod-Freisetzung. Beim Vergleich der relativen Beiträge einzelner Isotope zur Kühlgasaktivität beim HTGR-1160 und PNP-3000 ergeben sich im allgemeinen nicht allzu bedeutende Diskrepanzen, die wahrscheinlich durch unterschiedliche Spaltausbeuten (für U235 und U233) zu erklären sind. Aus dem Rahmen fällt neben Xe133 aber insbesondere das Xe135-Isotop, dessen Bei-

trag in der AIPA-Studie (1010 Ci) deutlich überhöht erscheint, wohl wegen der Nichtberücksichtigung der schon oben angesprochenen, notwendigen effektiven Halbwertszeit, wodurch der Aktivitätsbeitrag des Xe135 unseres Erachtens um etwa den Faktor 3 zu hoch ausfällt.

3. Methoden der Berechnung störfallbedingter Spaltproduktfreisetzung

Entsprechend dem unterschiedlichen Ablauf störfallbedingter Spaltproduktfreisetzung sind - wie in der AIPA-Studie unternommen - methodisch unterschiedliche Ansätze vernünftig.

Den größten Aufwand erfordert die Berechnung der Spaltproduktfreisetzung bei der ungehinderten Core-Aufheizung aufgrund der komplexen Vorgänge im Core. Das dazu von General Atomic entwickelte Rechenprogramm SORS /4/ versucht, diese Vorgänge im einzelnen durch Modelle zu erfassen und zu verknüpfen.

Das Modell zur Beschreibung des Partikelversagens, welches in einem anzugebenden Temperaturbereich stetige Zunahme des Defektanteils mit steigender Temperatur annimmt (s. auch Abb. 2), stellt vom empirischen Ansatz her zwangsläufig nur eine grobe Näherung für die komplizierten, vielfältig ablaufenden Schadensmechanismen dar. Auch führt die in SORS benutzte 2-dimensionale Temperaturverteilung gegenüber der realistischeren 3-dimensionalen Temperaturverteilung im Core ab ca. 12 h zu leicht konservativem Partikelbruchverlauf (s. Abb. 9). Zu bemängeln ist aber insbesondere die fehlende Verifizierung dieses Modells anhand experimenteller Befunde. Die damit verbundene Unsicherheit kommt auch bei der in der AIPA-Studie bewußt konservativen Parameterwahl zum Ausdruck (Abb. 2).

Das Modell zur Spaltproduktfreisetzung aus den Brennelementen bei Temperaturtransienten besteht aus einem phänomenologischen Teil (Freisetzung aus den Brennstoffpartikeln) und aus einem physikalischen Teil (Diffusion und Desorption/Adsorption im Brennelementgraphit). Der phänomenologische Ansatz zur Spaltproduktfreisetzung aus intakten und defekten Partikeln in der Form

$$F(t) = 1 - e^{-R \cdot t} \quad (2)$$

$F(t)$: zur Zeit t freigesetzter Spaltproduktanteil

R : relative Freisetzungsrate (1/h)

zeichnet sich durch besondere Einfachheit aus, stellt aber im Vergleich zu den einfachsten, physikalisch begründeten Diffusionsmodellen, z.B. nach Gl. (3) für "äquivalente Kugeln" /5/

$$F(t) = 1 - \frac{6}{\pi^2} \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \frac{e^{-n^2 \cdot \pi^2 \cdot D' \cdot t}}{n^2} \quad (3)$$

D' : reduzierter Diffusionskoeffizient (sec^{-1})

lediglich eine Näherung mit nicht klar erkennbarem Gültigkeitsbereich dar. So kommt darin z.B. der für den Freisetzungsmechanismus bedeutende zeit- und temperaturabhängige Konzentrationsgradient in keiner Weise zum Tragen. Für intakte Partikel mit schalenförmigen Diffusionsbarrieren kann ein so einfacher Ansatz die komplizierten Diffusionsvorgänge sicher nicht beschreiben, für Defektpartikel (bei Gleichsetzung mit bloßen Brennstoffkernen) mag er insbesondere bei hohen Temperaturen (= hohe Diffusionsgeschwindigkeit) akzeptabel sein. Da nun letzteres die langfristige Spaltproduktfreisetzung bei der Core-Aufheizung wesentlich bestimmt, und die Freisetzung aus intakten Partikeln nur untergeordnete Beiträge liefert, behält der Ansatz (2) zur Behandlung der Core-Aufheizung doch gewisse Berechtigung und kann nützliche Resultate liefern.

Allerdings ergeben sich in der Charakteristik zeitabhängiger Spaltproduktfreisetzung typische Unterschiede im Vergleich zu Diffusionsmodellen, die in kürzeren Zeiten ein Abflachen des Freisetzungsverlaufs vorhersagen und damit in der Regel günstigere Ergebnisse liefern (s. Abb. 3).

Allgemein ist darauf hinzuweisen, daß durch die fortgeschrittene Entwicklung aufwendiger und dennoch "schneller" Diffusions-Rechenprogramme deren Anwendung in Zukunft sinnvoll erscheint und zu empfehlen ist.

In der weiteren Berechnung der Spaltproduktfreisetzung wird für feste Spaltprodukte (Cs, Sr u.a) ein im Programm SORS offensichtlich implementierter konstanter Verteilungskoeffizient ("partition coefficient") mit dem Wert 15 benutzt, der den Spaltprodukt-Konzentrationsprung an der Grenzfläche zwischen brennstoffhaltiger Matrix und Brennelementgraphit beschreibt. Der Wert 15 selbst stammt aus isothermen Messungen an vergleichbaren Grenzflächen für 1100°C. Da aber der Verteilungskoeffizient von der Temperatur abhängt, und auch fraglich ist, ob ein Konzentrationsprung bei erhöhten Temperaturen

($> 1600^{\circ}\text{C}$) überhaupt noch besteht, erscheint die Anwendung dieses Verteilungskoeffizienten nicht gerechtfertigt. Eine Überprüfung dieses Punktes ist auch deshalb notwendig, da die Auswirkung z.B. kleinerer Verteilungskoeffizienten (bis hin zum Wert 1) auf den Freisetzungsverlauf ungewiß ist.

Im weiteren Rechenablauf berücksichtigt das Modell im Programm SORS für die nichtgasförmigen Spaltprodukte die physikalischen Transportmechanismen der Diffusion bzw. Desorption/Adsorption im Graphit nach dem heutigen Kenntnisstand. Allerdings wird aus nicht näher angeführten Gründen nur derjenige von beiden Mechanismen berücksichtigt, der stärker rückhaltend wirkt. Diese konservative Vereinfachung, deren quantitative Auswirkung auf das Ergebnis der Spaltproduktfreisetzung nicht überprüft ist, könnte sicherlich mit vertretbarem Aufwand behoben werden. Die für gasförmige Spaltprodukte vernachlässigte Rückhaltung im Graphit ist der Erfahrung gemäß gerechtfertigt, ohne allzu konservativ zu wirken.

Die methodische Behandlung der Freisetzung von Kühlgasaktivität aus dem Primärkreis bei den Störfällen "Druckentlastung" und "Zwischenüberhitzerleck" ist mit wenig Schwierigkeiten verbunden und kann entsprechend einfach durch Multiplikation von Leckraten und Leckagezeiten durchgeführt werden. Bei langsamen, über längere Zeiten ablaufenden Aktivitätsfreisetzungen (wie bei langsamer Druckentlastung, Zwischenüberhitzerleck mit kleinen Leckgrößen) sollte allerdings die Zeitabhängigkeit dieses Vorgangs mit in Betracht gezogen werden, da neben der in der AIPA-Studie angegebenen, integral freigesetzten Aktivitätsmenge auch die Zeitspanne der Aktivitätsfreisetzung für die Dosisbestimmung eine Rolle spielt.

4. Die wichtigsten Rechenparameter und ihre Unsicherheiten

Eingabedaten bzw. Rechenparameter spielen im wesentlichen für die Berechnung der Spaltproduktfreisetzung bei ungehinderter Core-Aufheizung eine Rolle, so daß sich dieses Kapitel auf die wichtigsten von diesen beschränken kann.

4.1 Zum Partikelversagen

Die in der AIPA-Studie benutzten Daten zum temperaturbedingten Versagen beschichteter Brennstoffpartikel stützen sich sowohl auf (mit Sicherheitsfaktoren beaufschlagte) Modellaussagen (zu Kernwanderung, Spaltgasdruck, SiC/Spaltprodukt-Wechselwirkungen) als auch auf experimentelle Ergebnisse, die aber noch unzureichend sind, wie durch Abb. 2 (entnommen aus /6/) dokumentiert wird. Die erwünschte Korrelation zwischen theoretischen und experimentellen Werten ist mangelhaft, wobei die in der AIPA-Studie zugrundegelegten theoretischen Werte durch einen Sicherheitsfaktor 10 auf jeden Fall konservativ ausfallen. Nach den in der KFA zum Teil vorliegenden, zum Teil noch in Arbeit befindlichen experimentellen Untersuchungen zum Partikelversagen bei extremen Temperaturen (bis 2500 °C) zeichnet sich ab, daß keineswegs mit totalem Versagen von in der BRD verwendeten Partikeltypen bei Temperaturbelastungen bis 2000 °C zu rechnen ist /7/. Eigene quantitative Angaben dazu sind aber nicht vor Jahresende 1977 zu erwarten.

4.2 Zu den Spaltproduktfreisetzungsraten aus Brennstoffpartikeln

Bei der Bewertung der in der AIPA-Studie angegebenen Freisetzungsraten für 10 Spaltproduktgruppen wurde eine Beschränkung aus Gründen der Zeit, der Bedeutung und der unzureichenden Unterlagen erforderlich. Hier wird nur auf die Freisetzungsraten der flüchtigen Spaltprodukte, also der Gruppen Krypton, Xenon und Jod eingegangen, die für die Ganzkörperdosis dominant sind. Ein weiterer Beitrag /11/ in diesem Band befaßt sich mit den beiden wichtigen metallischen Spaltprodukten Cäsium und Strontium.

Bei der Zusammenstellung der Daten zur Erstellung von Freisetzungsraten R sind sog. "in-pile-" und "out-of-pile"-Meßergebnisse zur Kr-, Xe- und J-Freisetzung berücksichtigt worden. In welcher Weise aus den "in-pile"-Daten relative Freisetzungsraten R für einen quasi "out-of-pile"-Ausheizvorgang gewonnen werden können, geht aus der AIPA-Studie und den zitierten Referenzen nicht hervor und erscheint unverständlich. Die Auswertung der "out-of-pile"-Daten mit der schon angesprochenen Gl. (2) erweist sich als nicht eindeutig und daher schlecht vergleichbar mit üblichen Diffusionsmodellen. Die Bestimmung der Freisetzungsrates R aus (2) gemäß

$$R = - \ln (1 - F(t)) / t$$

hängt von dem gewählten Ausheizzeitpunkt t ab. Hierzu ist in der AIPA-Studie eine widersprüchliche Aussage gemacht (siehe dazu auch /11/):

einerseits soll die Auswertung im Bereich konstanter Freisetzung (d.h. lange Ausheizzeiten) erfolgen, andererseits wird die relative Freisetzungsrates aus kurzzeitigen Freisetzungen nach Aufheizung bestimmt mit der Begründung relativ schneller Temperaturüberhöhung im Störfall.

In den in der AIPA-Studie zitierten Referenzen zu den Freisetzungsraten R sind denn auch - soweit erkennbar - voneinander abweichende Ausheizzeiten im Bereich von 1 h bis 20 h zugrundegelegt worden.

Ein Vergleich der Fractional-Release(FR)-Kurven für Xenon bei 1600 °C auf der Basis des Diffusionsansatzes (3) und der Gl. (2) ist in Abb. 3 gezeigt. Dabei sind die jeweiligen Werte R_{t_i} zu verschiedenen Zeiten t_i zwischen 1 h und 20 h aus dem mit dem Diffusionsmodell berechneten FR (stärkere Linie) ermittelt und mit diesen Freisetzungsraten nach Gl. (2) resultierende FR-Kurven (dünne Linien) berechnet worden.

Für Zeiten kleiner t_i liefert das Diffusionsmodell höhere FR als Ansatz (2), für Zeiten größer t_i verhält es sich genau umgekehrt. Die FR-Kurven nach Gl. (2) werden also umso konservativer, je kürzer der für die Bestimmung von R gewählte Ausheizzeitpunkt t_i ist. Die Diskrepanz der R -Werte für $t_i = 1$ h und 20 h beträgt dabei etwa einen Faktor 4.

Zur Beurteilung der in der AIPA-Studie angegebenen temperaturabhängigen Jod-Freisetzungs-raten wurden in Abb. 4 die Einzelpunkte aus verschiedenen AIPA-Referenzen in einem Arrheniusdiagramm eingetragen. Danach liegt die Kurve, die die Jod-Freisetzung aus intakten Partikeln beschreibt, oberhalb der Gesamtheit aller Einzelpunkte, repräsentiert also keinen "Mittelwert", sondern liegt konservativ. Die Kurve für defekte TRISO-Partikel, die Meßdaten an UC_2 -Brennstoffkernen zugeordnet ist, ergibt etwa eine Mittelung der Einzelpunkte, die bis 1700° C reichen. Für defekte BISO-Partikel liegen die eingetragenen Einzelergebnisse, die aus Messungen an UO_2 -Brennstoffkernen stammen, generell über der in der AIPA-Studie gewählten Kurve, die demnach zu optimistisch wäre. Jedoch ist hier zu berücksichtigen und wird auch an anderer Stelle /9/ kritisch bemerkt, daß die Übertragung der UO_2 -Werte auf die HTGR-1160-relevanten ThO_2 -BISO-Partikel wegen der andersartigen Abbrand- und Leistungs-Charakteristik nicht zulässig ist. Vielmehr können für die

ThO₂-Brutpartikel niedrigere Freisetzungsraten erwartet werden.

Abb. 5 zeigt temperaturabhängige Freisetzungsraten der Edelgase Kr und Xe. Neben den Kurven aus der AIPA-Studie sind wieder experimentell ermittelte Einzelwerte für intakte und defekte Partikel aus den verfügbaren Referenzen eingetragen. Ähnlich wie für die Jod-Freisetzung liegen die in der AIPA-Studie gewählten Kr- und Xe-Freisetzungsraten für intakte Partikel oberhalb der Gesamtheit der Einzelwerte, also konservativ. Die Temperaturabhängigkeit wird dabei richtig beschrieben. Die gegenüber Xenon angenommene, höhere Krypton-Freisetzung entspricht auch generellen Erfahrungen bei der Bestrahlung von Kugelbrennelementen /2/, ist aber aus den in Abb. 5 eingetragenen Einzelwerten wegen zu großer Schwankungen nicht ablesbar.

Für die Spaltgasfreisetzung aus defekten Partikeln verlaufen die AIPA-Kurven zwar durch den Bereich der Einzelwerte, diese weisen allerdings große Streuungen auf und sind zur Festlegung der Kurven eigentlich wenig geeignet, zumal der berücksichtigte Temperaturbereich (bis ca. 1300°C) dazu nicht ausreicht, und die Extrapolation (weit über 2000°C) so besondere Unsicherheiten mit sich bringt. Die in Abb. 5 ebenfalls eingetragenen Bänder resultieren aus Kerndiffusionskoeffizienten der Edelgase (Abb. 6), die in der KFA aus Bestrahlungsergebnissen für THTR-äquivalente Brennelemente ermittelt wurden /2/. Durch Berechnung von FR-Werten nach Gl. (3) zwischen 1 h und 20 h mit Hilfe dieser Diffusionskoeffizienten und Gleichsetzung mit Ansatz (2) ergeben sich Freisetzungsraten R entsprechend dem unteren Band, das zwischen 1000°C und 1250°C mit den AIPA-Kurven vereinbar ist, zu höheren Temperaturen aber deutlich schwächer ansteigt. Dazu ist zu bemerken, daß die benutzten Diffusionskoeffizienten nur bis maximal 1200°C gültig sind, eine Extrapolation darüber hinaus also von vornherein fragwürdig ist. Vielmehr ist aus der Literatur bekannt, daß die Spaltgasdiffusion im Brennstoff oberhalb einer sog. Schwellentemperatur, die gerade im Bereich 1000 - 1250°C liegt, eine deutlich stärkere Temperaturabhängigkeit erfährt, d.h. daß der Diffusionskoeffizient dort einen Knick aufweist. Nimmt man oberhalb 1100°C den Verlauf des Kerndiffusionskoeffizienten mit doppelten Aktivierungsenergie an (Abb. 6), so ergibt sich in Abb. 5 das steilere Band, welches auch zu höheren Temperaturen dem Datensatz der AIPA-Studie noch gut entspricht.

Dieser schon aufgrund unterschiedlicher Ansätze nicht unproblematische Vergleich zeigt aber dennoch wie auch die Einzelwerte, daß die in der AIPA-Studie verwendeten Freisetzungsraten flüchtiger Spaltprodukte aus Defektpartikeln nicht unvernünftig liegen, jedoch noch relativ wenig abgesichert sind. Als besonderes Handicap erweist es sich dabei, wegen nicht ausreichender experimenteller Ergebnisse im Temperaturbereich um und über 2000°C auf Extrapolationen aus einem Temperaturbereich unterhalb des zu erwartenden Partikelversagens angewiesen zu sein.

4.3 Zu den Spaltprodukt-Diffusionskoeffizienten im Brennelementgraphit

In der AIPA-Studie sind Diffusionskoeffizienten im Brennelement-Graphit für die metallischen Spaltprodukte Cäsium und Strontium angegeben, welche die beiden wichtigsten Gruppen nichtflüchtiger Spaltprodukte repräsentieren. Die gewählten Diffusionskoeffizienten basieren auf einer Vielzahl zusammengetragener Daten, die allerdings auf Temperaturen unter 2000°C beschränkt sind. Die berücksichtigten Daten werden durch die aus der AIPA-Studie stammenden Fits gut beschrieben. Die Schwankungen für den gewählten Vertrauensbereich (5 % - 95 % confidence) erscheinen allerdings zu gering, berücksichtigt man weitere verfügbare Datensätze.

In Abb. 7 sind für Strontium neben den Daten der AIPA-Studie KFA-Diffusionskoeffizienten in A3-Graphit /10/, Harwell-Diffusionskoeffizienten in Natur-Graphit /12/ und ein bei General Atomic selbst erstellter, weiterer Datensatz /8/ eingetragen. Alle drei liegen etwas außerhalb des in der AIPA-Studie ermittelten Vertrauensbereiches. Dennoch bestätigen diese zusätzlichen Daten im Grunde genommen den als realistisch einzustufenden, verwendeten Strontium-Diffusionskoeffizienten. Inwieweit eine Konzentrationsabhängigkeit der Strontium-Diffusion in Graphit berücksichtigt werden müßte, bleibt offen.

Analog zu Strontium sind für Cäsium in Abb. 8 neben den in der AIPA-Studie berücksichtigten Werten weitere, verfügbare Cs-Diffusionskoeffizienten in Graphit (schnelle Phase) eingetragen. Es handelt sich einmal um einen Harwell-Datensatz /10/, der noch im Vertrauensbereich liegt, zum anderen um Messungen des HMI-Berlin /13/, beide an unbestrahltem A3-Graphit und um KFA-Ergebnisse an bestrahltem A3-Graphit /10/, die oberhalb des Vertrauensbandes liegen. Insgesamt verdeutlichen die Daten eine große Unsicherheit, die zum Teil in den unterschiedlichen Graphitsorten und verschiedenen Auswertemethoden begründet liegt. Bei Beschränkung auf HTGR-1160-relevante

Graphitsorten schließlich erscheint der in der AIPA-Studie benutzte Cs-Diffusionskoeffizient realistisch zu sein, während für die deutsche A3-Graphitmatrix voraussichtlich höhere Cs-Diffusionskoeffizienten anzunehmen sind.

5. Aussagen zu den Ergebnissen für die dominanten Störfälle

5.1 Core-Aufheizung

Die Ergebnisse der Spaltproduktfreisetzung aus dem Reaktorcore bei ungehinderter Core-Aufheizung hängen zunächst von der Güte schon beschriebener Einzeleffekte (Temperaturanstieg, Partikelversagen, Spaltprodukttransport) ab. Ausgehend von der dazu schon geäußerten Einzelkritik kann die für diesen Störfall berechnete Spaltproduktfreisetzung als pessimistisch eingestuft werden. Die Vernachlässigung des Spaltprodukttransport-Vorgangs vom SBB ins Containment durch die Annahme eines spontanen Übergangs wirkt sich darüber hinaus deutlich konservativ aus.

Die Frage der Quantifizierung aller konservativ wirkenden Einflüsse bis zur Aktivitätsfreisetzung in das Containment kann z.Z. nur durch vereinfachte Abschätzungen beantwortet werden.

Realistischere Annahmen zum Partikelversagen, die verglichen mit den experimentellen Daten immer noch genügend konservativ liegen (s. Abb. 2, gestrichelte Kurve), und die Verwendung realistischerer Temperaturverteilungen führen nach Abb. 9 (vergleiche Kurven A - D) zu günstigerem Schadensverlauf mit bis zu einem Faktor 2 geringeren Partikelbruchanteilen in den ersten 24 h /14/.

Die teils konservativen, teil realistischen Freisetzungsraten R, die allerdings bei Temperaturen oberhalb des Partikelversagens deutlich unsicher sind, beeinflussen vor allem den zeitlichen Ablauf der Spaltprodukt-Freisetzung im Core im Bereich einiger Stunden bis zu einem Tag. Die Auswirkungen einer Variation der Freisetzungparameter R besonders für sehr hohe Temperaturen auf den Freisetzungsverlauf wurden untersucht und sind in Abb. 10 dargestellt. Verglichen wurden für konstant angenommene Temperaturen von 2000°C und 3000°C Freisetzungsberechnungen mit in der AIPA-Studie angegebenen Parametern R

(durchgezogene Kurven) und entsprechende Rechnungen mit um den Faktor 5 erhöhten bzw. erniedrigten R-Werten (gestrichelte Kurven). Die Zeitdauer bis zur nahezu vollständigen Freisetzung (bei 2000°C ca. 7 h, bei 3000°C ca. 0,7h) erniedrigt bzw. erhöht sich entsprechend um einen Faktor 5. Zu bemerken ist, daß der Einfluß auf die Höhe der freigesetzten Aktivität bei einer Erniedrigung des Freisetzungsparameters stärker ist als bei einer Erhöhung, da die schon sehr schnelle Freisetzung nicht mehr wesentlich beschleunigt werden kann. Eine Variation der Freisetzungsparameter R wird also in erster Linie die kurzzeitigen Belastungen berühren, während dies auf die Höhe der in der AIPA-Studie im wesentlichen als Konsequenzmaß herangezogenen 30-Tage-Individualdosis nur einen schwächeren Einfluß haben dürfte.

Anstelle des angenommenen spontanen Übergangs von Spaltprodukten vom SBB ins Containment muß der ständige, durch Volumenexpansion bewirkte Helium-Austritt aus dem offenen SBB-Sicherheitsventil und der damit verbundene Spaltprodukttransport betrachtet werden. Die dann resultierende Aktivität im Containment liegt z.B. nach 12 h um mindestens den Faktor 10 und nach zwei Tagen um den Faktor 3 niedriger /15/ als mit der konservativen Annahme.

5.2 Zwischenüberhitzer-Leck

Zur Angabe der aus dem Primärkreis in den Sekundärkreis gelangenden Aktivitätsmengen sind neben der schon behandelten Kühlgasaktivität (siehe Kap. 2) die Leckgrößen (Leckraten) und die Leckage-Zeiten bestimmend.

Bei der Behandlung großer Lecks (Zweig LA) passen in der AIPA-Studie die Angaben zur Leckrate (0,1 - 100 Ci/sec) und Leckage-Dauer (5,5 sec) nicht mit der entwichenen Aktivitätsmenge von 2,75 Ci zusammen. Letzteres bedeutet eine mittlere Rate von 0,5 Ci/sec, die in der AIPA-Studie angegebene Bandbreite der Leckraten liefert bei log-Normalverteilung eine mittlere Rate von ca. 3 Ci/sec. Entsprechend wäre die entwichene Aktivitätsmenge und dazu proportional die Störfallauswirkung um einen Faktor 6 höher.

Die Annahme einer 20 %igen oder gar 100 %igen Freisetzung der vorhandenen Gesamtkühlgasaktivität (1350 bzw. 6760 Ci) bei kleinen Lecks ist nicht näher begründet und erscheint sehr pessimistisch. Schon bei 20 %iger Freisetzung und der größten dazu angegebenen Leckrate (1 mCi/sec) bedeutet dies eine mehr als 15 Tage andauernde Leckage.

5.3 Druckentlastung

Bei dieser Art von Störfällen wird die Aktivitätsfreisetzung aus dem Primärkreis ins Containment von der vorliegenden Normalbetriebs-Kühlgasaktivität bestimmt und ist von da her genauso wie diese zu bewerten. D.h. die in der AIPA-Studie ermittelten freigesetzten Aktivitätsmengen durch Edelgase sind als leicht konservativ anzusehen, während die Jod-Freisetzung durchaus um einen Faktor 2 bis 3 niedriger ausfallen sollte. Inwieweit Freisetzungsbeiträge durch staubgebundene Aktivität eine Rolle spielen können, wird an anderer Stelle /17/ diskutiert.

Referenzen

- /1/ HTGR Accident Initiation and Progression Analysis
Status Report, GA-A13617, General Atomic (1976)
- /2/ Müller A.:
JÜL-1295, KFA Jülich (1976)
- /3/ Müller A., Will M., Mielken G.:
"Zu erwartende Kühlgasaktivität des PNP-3000 im Gleichgewichts-
betrieb", Reaktortagung DATF/KTG, Mannheim (1977)
- /4/ Schwartz M.H., et al.:
GA-A12462 (GA-LTR-10), General Atomic (1974)
- /5/ Nabielek H., et al.:
DP-Report 828, part III, Dragon Project (1974)
- /6/ Smith C.L.:
GA-A12971 (GA-LTR-15), General Atomic (1974)
- /7/ Schenk W.:
Persönliche Mitteilung, KFA Jülich (1977)
- /8/ Alberstein D., et al.:
GA-A13258 (GA-LTR-20), General Atomic (1975)
- /9/ Reactor Safety and Technology, Quarterly Progress Report,
LA-NUREG-6447-PR, Los Alamos Scientific Lab. (1976)
- /10/ Will M., Zoller P.:
Technische Notiz HTB-TN-8/76, HTB-Programm, KFA Jülich (1976)
- /11/ Amian W., Stöver D.:
Technische Notiz SPT/24/1977, IRE/KFA Jülich (1977)

- /12/ Flowers R., et al.:
DP-Report 789, paper 16, Dragon Project (1972)
- /13/ Hoinkis E:
Persönliche Mitteilung, Hahn-Meitner-Institut, Berlin (1977)
- /14/ Müller A., et al.:
"The Consequences and their Conservatism in the Analysis
of an HTGR Core Heatup Accident"
Trans. Am. Nucl. Soc., Thermal Reactor Safety Meeting,
Sun Valley, ID, July 31 - Aug. 5, 1977
- /15/ Wolters J., et al.:
"Untersuchungen zu den Auswirkungen hypothetischer Störfälle
bei Hochtemperaturreaktoren"
Teil 2: Schadensumfang beim Bruch des Primärkreislaufs mit
zusätzlichem Versagen aktiver Sicherheitseinrichtungen (HSK2)"
JÜL-Report (in Vorbereitung), KFA Jülich (1977)
- /16/ Smith C.L.:
Persönliche Mitteilung, General Atomic, San Diego (1977)
- /17/ Iniotakis N.:
Interner Bericht IRB-IB-7/77, KFA Jülich (1977)

Isotop	Aktivität (Ci)		Verhältniszahl. $A_{\text{HTGR}} / A_{\text{PNP}}$
	HTGR 1160*	PNP-3000**	
Kr-83m	-	73,8	-
-85m	776,0	189,1	4,1
-87m	878,0	338,3	2,6
-88	1750,0	502,7	3,5
-89	397,0	135,5	2,9
-90	151,0	57,7	2,6
-91	39,8	-	-
Kr-gesamt	3992	1297	3,1
Xe-131m	1,6	-	-
-133m	28,9	8,5	3,4
-133	596,0	95,3	6,3
-135m	409,0	64,8	6,3
-135	1010,0	69,1	14,6 (!)
-137	247,0	129,4	1,9
-138	445,0	245,0	1,8
-139	-	48,7	-
-140	24,2	-	-
Xe-gesamt	2762	661	4,2
J-131	0,07	0,01	7,0
-132	0,96	0,14	6,9
-133	0,45	0,07	6,4
-134	2,25	0,34	6,6
-135	0,68	0,10	6,8
-136	4,70	0,94	5,0
J-gesamt	9,11	1,60	5,7

* nach AIPA

** unter Zugrundelegung der HGTR-1160-Gasreinigungsanlage

Tab. 1: Vergleich der Kühlgasaktivität im Normalbetrieb
beim HTGR-1160 nach AIPA und bei einer PNP-3000-Anlage

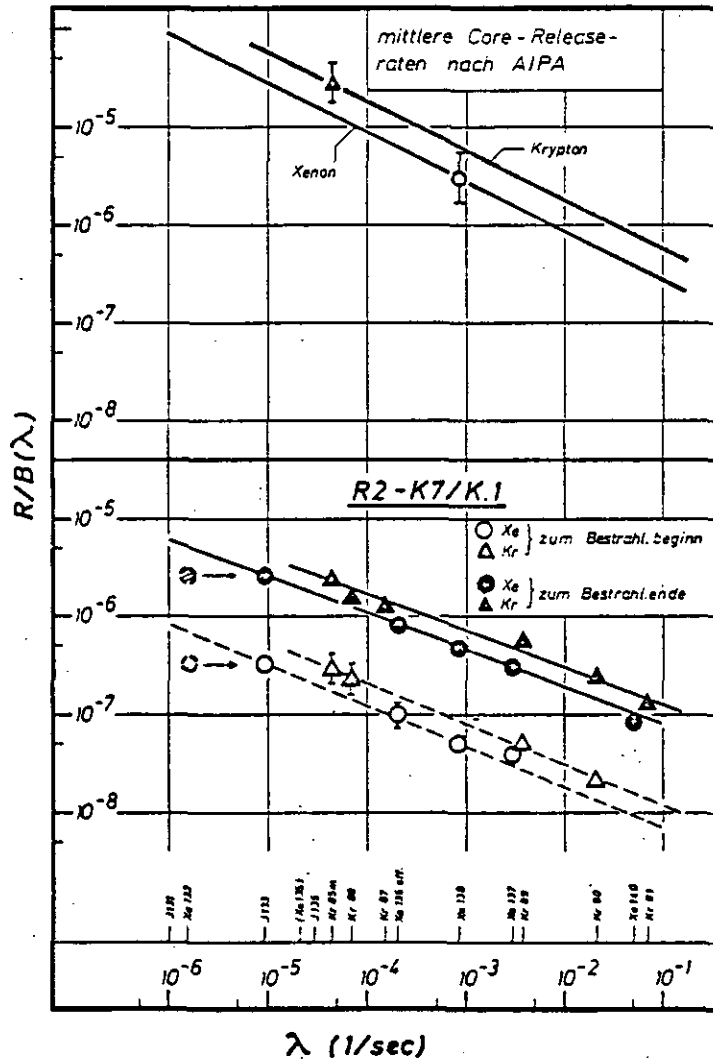


Abb. 1: Abhängigkeit der R/B-Werte von der Zerfallskonstanten (nach AIPA (oben) und nach Bestrahlungsexperimenten (unten))

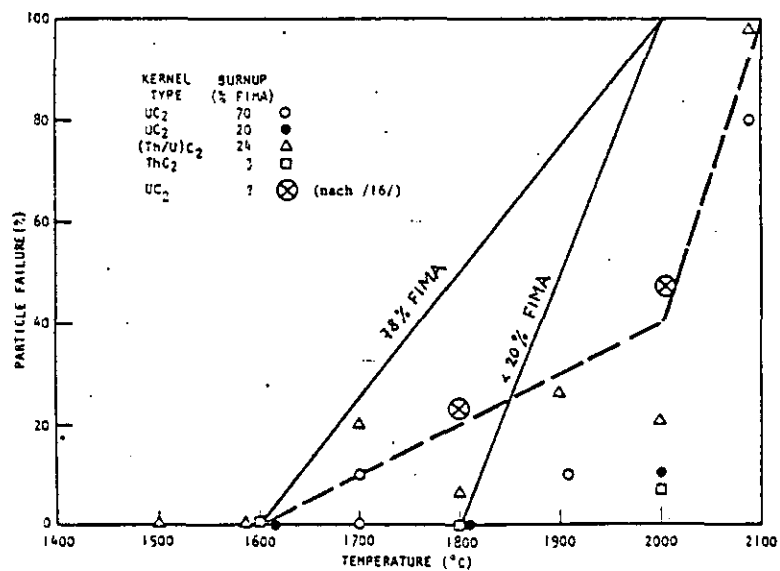


Abb.2: Partikelversagen in Abhängigkeit von der Temperatur (nach /6/)

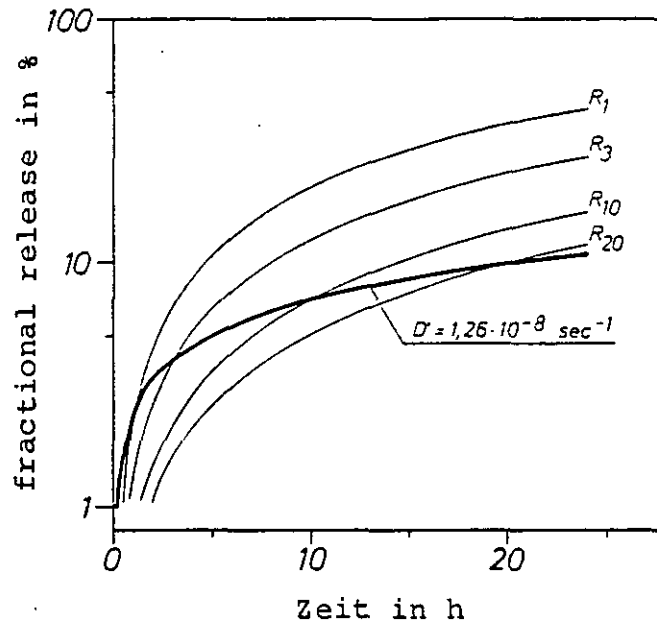


Abb. 3: Vergleich der Freisetzungsscharakteristik nach einem Diffusionsmodell und dem empirischen Ansatz in SORS

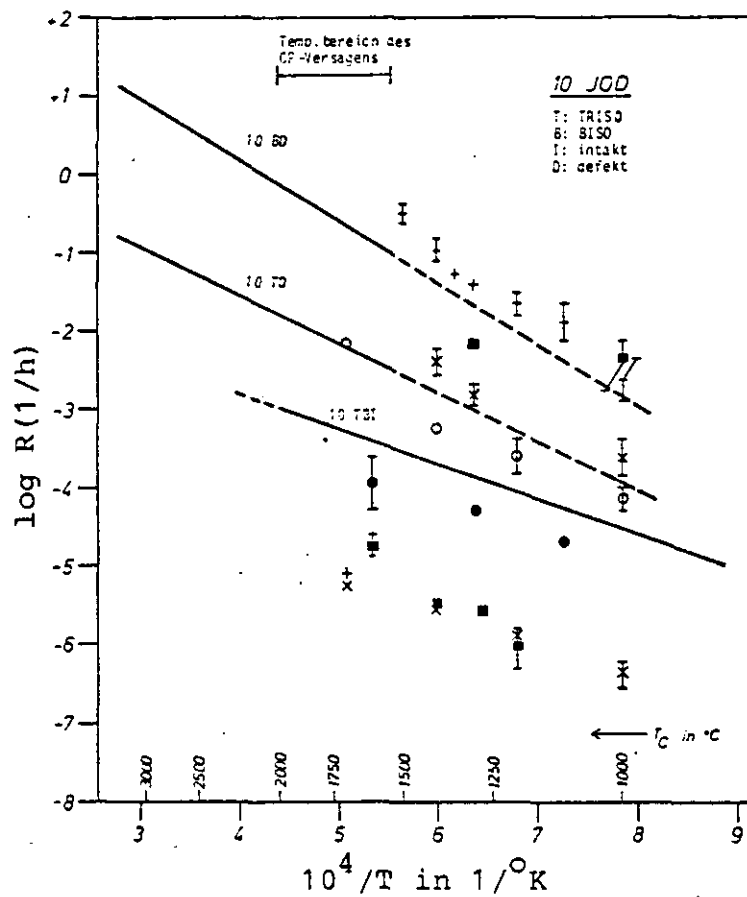


Abb. 4: Temperaturabhängige Jod-Freisetzungsdaten aus coated particles verschiedener Typen

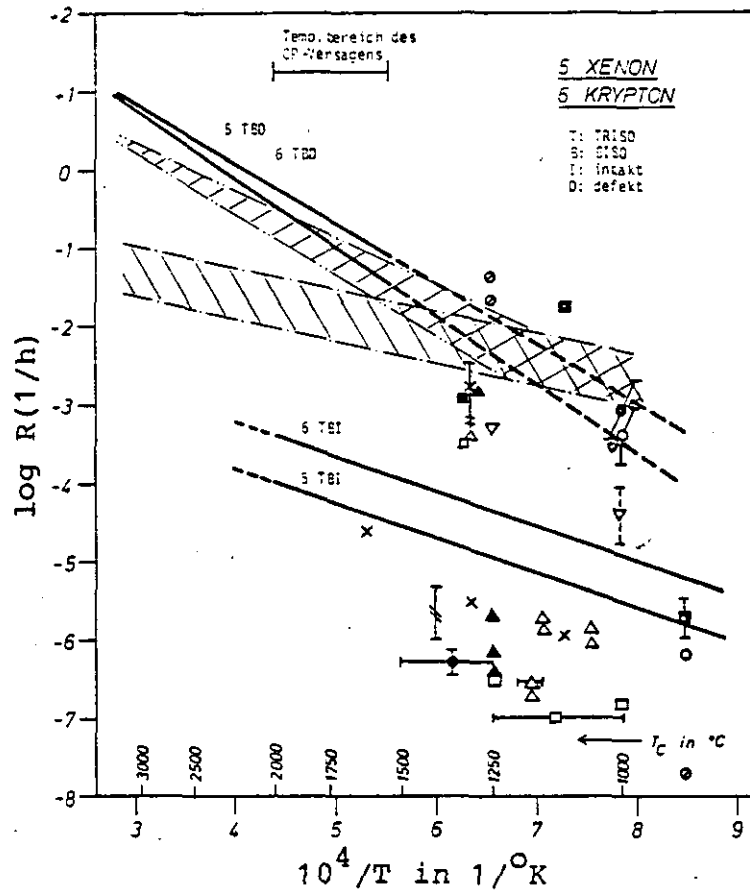


Abb. 5: Temperaturabhängige Kr- und Xe-Freisetzungsdaten aus coated particles verschiedener Typen

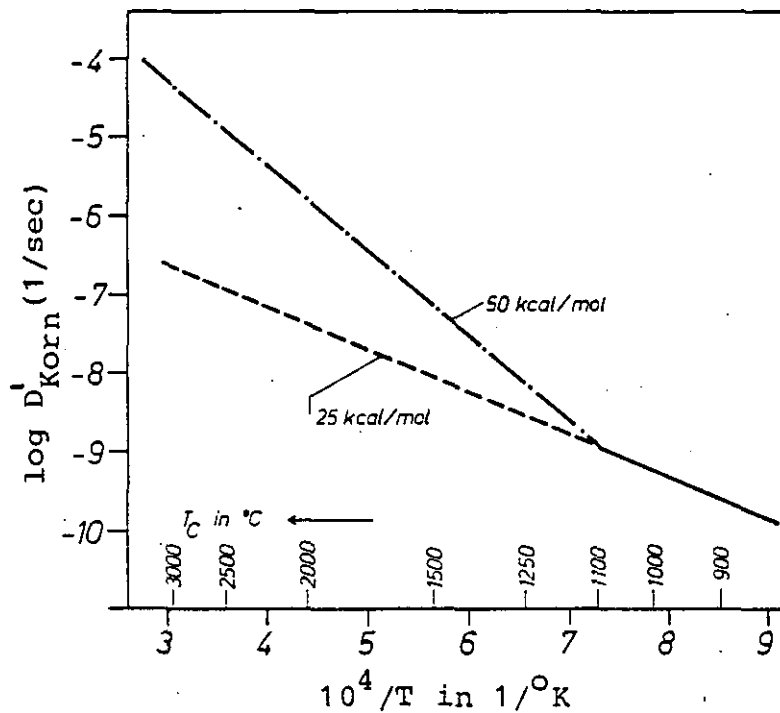


Abb. 6: Kerndiffusionskoeffizienten der Spaltgase in Abhängigkeit von der Temperatur

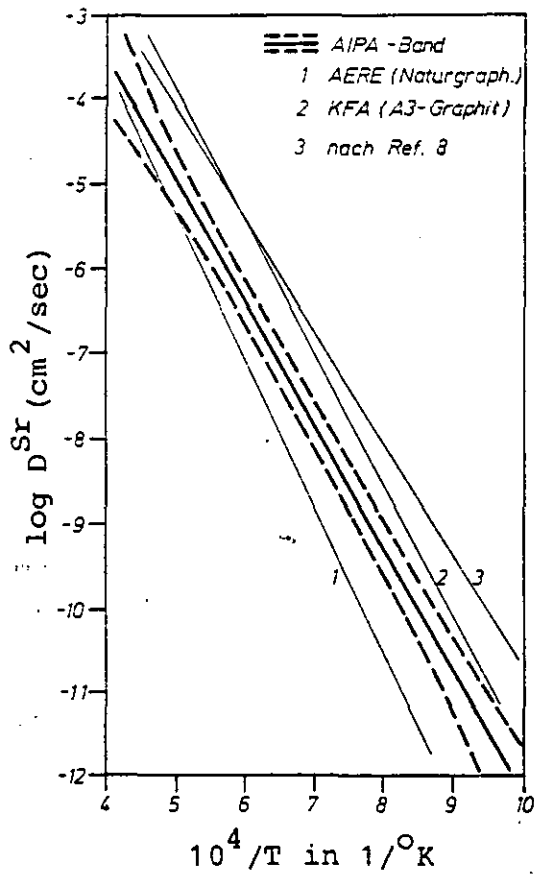


Abb. 7: Strontium-Diffusionsdaten in Graphit in Abhängigkeit von der Temperatur

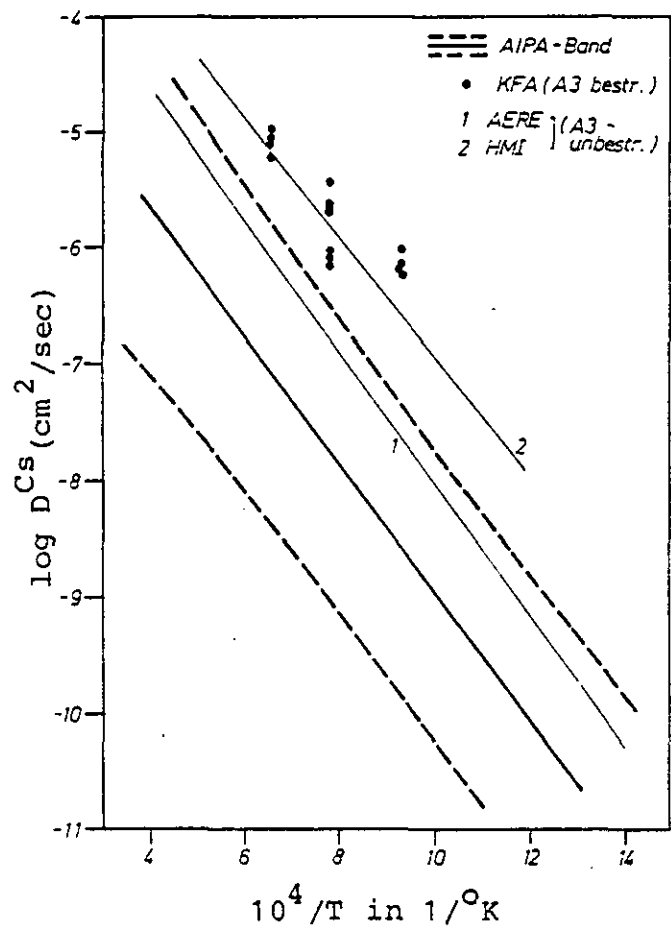


Abb. 8: Cäsium-Diffusionsdaten in Graphit in Abhängigkeit von der Temperatur

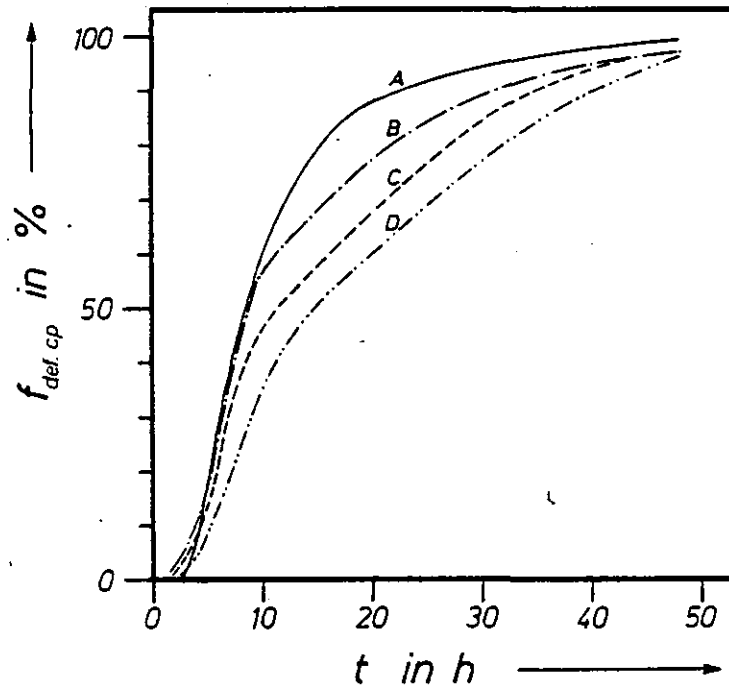


Abb. 9: Partikelversagen (TRISO) im HTGR-1160 bei Core-Aufheizung unter Berücksichtigung verschiedener Annahmen:

- | | |
|---|---|
| A 2-dim. Temp., $\lambda_T = 17 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ | C 3-dim. Temp., $\lambda_T = 34 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ |
| B 3-dim. Temp., $\lambda_T = 17 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ | D wie C, modif. Partikelversagensdaten |

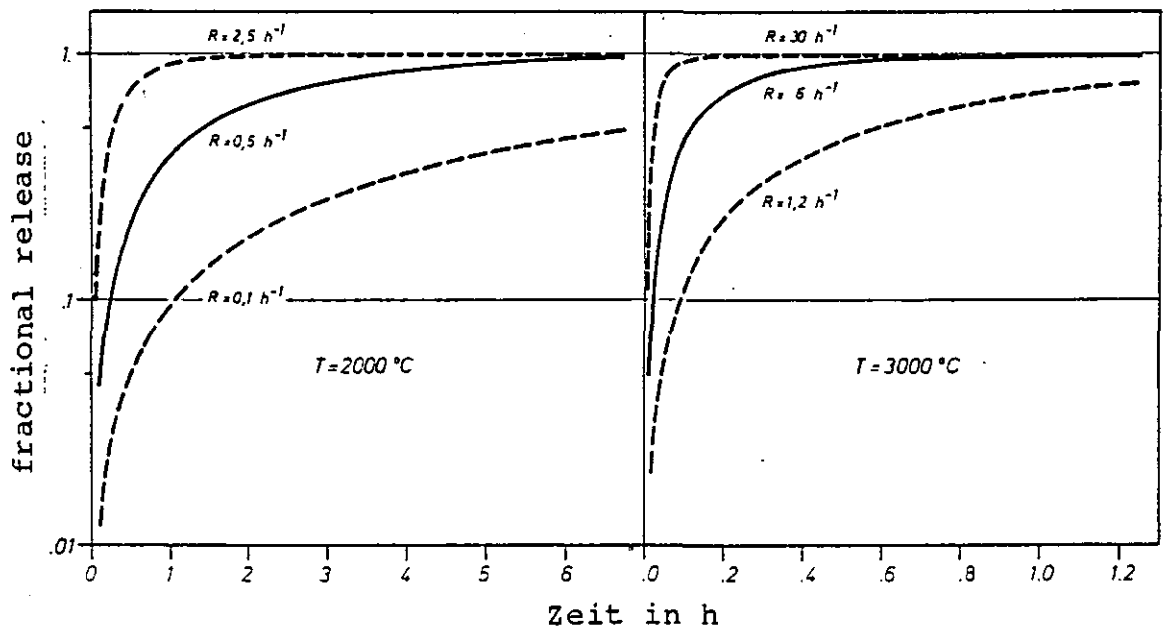


Abb. 10: Zeitl. Verlauf der Spaltproduktfreisetzung (hier Xe 133) bei sehr hohen Temperaturen mit Variation des Freisetzungsparameters R.

17. STELLUNGNAHME ZUR AIPA-STUDIE, Bd. V UND VI,
SPALTPRODUKTFREISETZUNG AUS COATED PARTICLES

W. AMIAN, D. STÖVER

INSTITUT FÜR REAKTORENTWICKLUNG DER
KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH

W. Amian
D. Stöver
KFA-IRE

Jülich, den 18.5.1977

Technische Notiz
SPT/24/1977

Stellungnahme zur AIPA-Studie, Bd. V und VI, Spaltproduktfreisetzung aus coated particles

1. Bewertung der AIPA-Daten

In Band V, Seite 6-19, werden u.a. Daten für den Transport von Cs und Sr in coated particles angegeben.

1.1 Cäsium

1.1.1 Kern

Für die Rückhaltung von Cs im Partikelkern wird eine temperaturabhängige Beziehung für den im Kern zurückgehaltenen Anteil (trapped fraction) angegeben. (Abb. 1, Fig. 6-1). Für die AIPA-Analyse für Freisetzungen im Normalbetrieb wird dieser für BISO-Teilchen auf 0,5 freigesetzt (50% Cs-Inventar wird freigesetzt). Für TRISO-Teilchen wird wegen $f_{ima} > 11\%$ eine 100%-Freisetzung angesetzt. Über Kerndiffusionskoeffizienten wird keine Aussage gemacht.

Bei uns werden gemessene Kernfreisetzungen bisher im Rahmen des Diffusionsmodells interpretiert und es wurde ein Datensatz für Cs-Diffusion aus Mischoxidkernen für Abbrände zwischen 5 und 15% fima hergeleitet. Im Vergleich hierzu erscheinen die AIPA-Annahmen für das BISO-Teilchen konservativ. Die 100% Kernfreisetzung aus UO_2 -Kernen in TRISO-Partikeln erscheint wegen der Abbrandabhängigkeit der Freisetzung realistisch.

1.1.2 Pyrokohlenstoffbeschichtung

Die Cs-Diffusionsdaten in Pyrokohlenstoff werden für LTI-PyC angegeben. Es wird angeführt

$$D = 0,50 \exp \left\{ - \frac{75950}{RT} \right\} \frac{\text{cm}^2}{\text{sec}}$$

welcher in Abb. 2 (Fig. 6-2) als Mittelwert aus GA und ORNL-Daten dargestellt ist.

Wir haben zusätzlich zum Vergleich eingezeichnet:

1. den KFA-Datensatz für bestrahlten

HOBEG-PyC-LTI:

$$D = 1,88 \cdot 10^{-2} * / 5,87 \cdot \exp \left\{ - \frac{60754 \pm 5368}{RT} \right\} \frac{\text{cm}^2}{\text{sec}}$$

2. den aus KFA + HARWELL + GA + ORNL-

LTI-Daten gemittelten Satz:

$$D = 4,89 \cdot 10^{-4} * / 2,80 \cdot \exp \left\{ - \frac{52374 \pm 3159}{RT} \right\} \frac{\text{cm}^2}{\text{sec}}$$

Es ergibt sich eine Übereinstimmung innerhalb der 95%-Vertrauensbereiche.

Diskrepanzen entstehen bei Extrapolation aus den durch Meßwerte abgesicherten Temperaturbereichen heraus.

Wegen der höheren Aktivierungsenergie der in AIPA verwendeten Daten ergibt sich bei tieferen Temperaturen unter 1150°C eine Unterschätzung der Diffusionsgeschwindigkeit und damit der zu erwartenden Freisetzungen und bei höheren Temperaturen oberhalb 1800°C eine Überschätzung dieser Größen gegenüber den obigen Datensätzen.

Wir würden den AIPA-Datensatz für Cs in LTI-PyC als konservativ für Transientenberechnungen jedoch als zu optimistisch bei Normalbetrieb bezeichnen. (Diese Bewertung setzt voraus, daß Extrapolationen der Meßdaten, speziell in Richtung höherer Temperaturen, erlaubt sind).

HTI-Daten für Cs werden in der AIPA-Studie nicht behandelt, ebenso-

wenig wie Cs-Daten für SiC.

1.2 Strontium

Zur Strontiumfreisetzung aus coated particles werden lediglich 5 Meßpunkte in Form reduzierter Diffusionskoeffizienten für oxidische Brennstoffkerne angegeben. Diese GA-Meßpunkte sind in Abb. 3 (Fig. 6-5) zusammen mit der daraus errechneten Arrheniusgeraden und den zugehörigen 95%-Vertrauensbereichen dargestellt. Zusätzlich haben wir die wenigen übrigen Daten von HARWELL und KFA eingetragen. Sie bestätigen die enormen Bandbreiten an Unsicherheit, die bei Extrapolation zu tieferen Temperaturen auftreten. Der hier aufgezeigte Datenmangel ist so gravierend, daß wir eine Bewertung der AIPA-Daten in diesem Punkte für sinnlos erachten.

Strontiumdiffusionsdaten für Pyrokohlenstoff werden nicht behandelt.

Auch zu TRISO-Partikeln werden keine Sr-Daten mitgeteilt.

1.3 Andere Isotope

Zu den übrigen metallischen Spaltprodukten wurden keine Primärdaten aufgefunden.

Spaltgase werden im Rahmen dieser Stellungnahme nicht behandelt.

2. Bewertung der AIPA-Freisetzungsraten

In Band VI, Seite 4-18 ff werden Freisetzungsraten (R) für intakte und defekte Partikel graphisch wiedergegeben (Abbildungen 4 und 5 bzw. Fig. 4-6 und 4-7). Ursprung und Herleitung dieser exponentiell mit $1/T$ verlaufenden Freisetzungsraten bleiben unklar. Zum einen wird gesagt, daß R aus Ausheizexperimenten gewonnen wird und zwar in dem Bereich, in welchem diese konstant wird. Diese Phase ist definierbar und wird im Rahmen des Diffusionsmodells bei Diffusion durch eine anfängliche leere Kugelschale mit innerer konstanter Quelle nach einer charakteristischen Durchbruchzeit

$$t_0 = \frac{(b-a)^2}{6D} \text{ (s.o.) erreicht.}$$

Zum anderen wird gleichzeitig behauptet, daß wegen der schnell ablaufenden Temperaturüberhöhung im Störfall R aus den kurzen Zeitperioden unmittelbar nach dem Start des Ausheizexperimentes gewonnen wird.

2.1 Cäsium

Versucht man dennoch mit theoretischen Methoden am Beispiel des Cäsiums die Freisetzungsrates aus intakten Partikeln zu berechnen, dann gerät man in Konflikt mit den angegebenen AIPA-Daten für die Diffusionskoeffizienten. Die Freisetzungsrates ist nämlich nach der Durchbruchmethode im Rahmen eines einfachen Diffusionsmodells (wenn man den Einfluß des Kerns vernachlässigt) gegeben durch

$$R = D \frac{3b}{(b-a)} a^2$$

wobei b der Außen- und a der Innenradius der Pyrokohlenstoffschicht ist. R ist also proportional D und in der Arrheniusdarstellung damit ist die Steigung der Geraden durch die Aktivierungsenergie bestimmt. Die Steigung der Cs-Freisetzungsrates in Abbildung 4 beträgt etwa 34 kcal/mol und entspricht somit nicht der für LTI im Abschnitt 1.1 angegebenen Aktivierungsenergie von 76 kcal/mol. Bei 1000°C stimmen die Freisetzungsrates grob überein. Bei 1500°C liegt die AIPA Freisetzungsrates etwa 1,5 Größenordnungen unterhalb der vorausgesagten. Diese Überlegungen gelten, wie aus der obigen Gleichung hervorgeht, für den Fall, daß R konstant wird, was dem stationären Fall entspricht. Sucht man nach weiteren Möglichkeiten zur Reproduktion der proportional zu $e^{-\frac{1}{T}}$ verlaufenden AIPA-Freisetzungsrates mit Hilfe des Diffusionsmodells, so bleibt die Möglichkeit, die für jeden Diffusionsprozeß charakteristische Größe $D \cdot t$ als bei allen Temperaturen gleich und konstant anzusetzen. Dann ist der fractional release FR (der bis zu einem durch $D \cdot t = \text{const.}$ bestimmten Zeitpunkt freigesetzte Bruchteil) stets der gleiche bei allen Temperaturen und die Division durch die Zeit, also die Bestimmung der Freisetzungsrates R , liefert dann trivialerweise eine Proportionalität zu D . Diese

Festlegung von Dt geschieht allerdings rein willkürlich.

Abbildung 6 zeigt die theoretisch nach der Durchbruchmethode und nach der letzt genannten Methode bestimmten Freisetzungsraten bei HTI- und LTI-PyC, wobei ein fractional release von 10^{-2} angenommen wurde. Nimmt man ihn größer an, dann sinkt die Freisetzungsrates und umgekehrt. Die eingetragene AIPA-Kurve liegt im oberen Temperaturbereich an der unteren Grenze, im unteren Bereich nähert sie sich der theoretischen LTI-Kurve. Die beiden für einen fractional release von 10^{-2} berechneten Kurven sind streng nicht mehr linear oberhalb 2500 C, weil hier der Kerneinfluß hinzukommt, der bei der Nachrechnung mit SLIPPER voll berücksichtigt wurde.

Zugrundegelegt wurden die Standarddaten für HTI, LTI und Kern.

Wir stellen fest, daß die AIPA-Freisetzungsrates für Cs aus intakten BISO-Teilchen weder mit Hilfe der in Abschnitt 1 angegebenen Diffusionsdaten noch mit den in Band VI angegebenen Verfahren noch mit der zusätzlich von uns eingeführten Dt-Festlegung nachvollziehbar ist.

Die von uns berechneten Freisetzungsrates begrenzen jedoch ein Gebiet, welches die AIPA-Freisetzungsrates einbezieht.

Diese Gebietsfestlegung ist jedoch willkürlich und erklärt nicht die Temperaturabhängigkeit der AIPA-Freisetzungsrates.

Ein noch offeneres Problem ist die Frage nach der Freisetzung aus defekten Partikeln. Hier ist die Freisetzung aus dem Kern bestimmend. Nach dem Diffusionsmodell existiert kein lineares Gebiet in der Freisetzungskinetik. Theoretisch ist in einem vereinfachten Modell die fractional release FR gegeben durch

$$FR = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{6}{n^2 \pi^2} e^{-n^2 \pi^2 \frac{Dt}{a^2}}$$

Es bleibt also nur, $Dt=const$ zu fordern und daraus - nach willkürlicher und physikalisch nicht begründbarer Festlegung von t - die Freisetzungsrates R zu bestimmen. Dies ist in Abbildung 7 geschehen für die Wahl $t=0.1, 1.0$ und 10.0 Tage. Die AIPA-Kurve liegt in diesem Band, obwohl sie mangels angegebener Daten nicht reproduzierbar ist. Auch hier gilt prinzipiell das zu Abb. 6 gesagte.

Abbildung 8 zeigt den mit Hilfe von IRE-Standarddaten ermittelten fractional release nach 2 Tagen in Abhängigkeit von der Temperatur für ein intaktes LTI- bzw. HTI-Partikel und für ein defektes Partikel. Hieraus ist ersichtlich, daß - für den zugrundegelegten Datensatz - die Kernfreisetzung oberhalb 2000°C allein entscheidend ist. Der angenommene Zeitraum entspricht dem in Abbildung 9 wiedergegebenen Zeitraum der Core-Aufheizung nach Fig. 4-12 der AIPA-Studie.

In Abb. 10 ist der berechnete fractional release für Cs bei Anwendung der Transienten aus Abb. 9 aufgetragen für LTI bzw. HTI Partikel und defekte Partikel mit SLIPPER und Standard IRE-Datensätzen gerechnet. Die "AIPA"-Kurven wurden mit Hilfe des SORSG-Codes von Herrn Müller (KFA/ISF) aus den angegebenen AIPA-Datensätzen berechnet. Bei intakten Partikeln ist die AIPA-Freisetzung wesentlich geringer bei defekten Partikeln ungleich größer als die IRE-SLIPPER Version. Hier ist für eine Bewertung vor allem die Unsicherheit der Datenextrapolation maßgebend. Gerade bei den hohen Temperaturen wären experimentelle Ergebnisse nötig.

Hier zeigt sich deutlich, daß zur Beurteilung der Freisetzung von Defektpartikeln sehr genaue Kenntnisse der Kernfreisetzung erforderlich sind. Die AIPA-Freisetzungsrates sind offensichtlich nicht durch Anwendung des in Abschnitt 1 erwähnten "trapped fraction" Modells erstellt worden, sondern durch Verwendung von Freisetzungsrates aus Laserangebohrten Partikeln. Allerdings wird wiederum nichts zum Berechnungsverfahren der Freisetzungsrates

rate gesagt, so daß kein direkter Vergleich mit bei uns ebenfalls durchgeführten Freisetzungsmessungen an angebohrten Teilchen möglich ist.

Wie den Abbildungen 4 und 5 zu entnehmen ist, wird für Cs nicht unterschieden zwischen BISO und TRISO-Teilchen vermutlich wegen Datenmangel. Diese Gleichsetzung bedeutet eine konservative Einschätzung der Cs-Freisetzung aus TRISO-Teilchen.

2.2 Andere Isotope

Die Isotope nach Abb. 4 und 5 sind in 10 Gruppen eingeteilt, wobei die Gruppen 4,7,8,9 im wesentlichen zu einer Gesamtgruppe zusammengefaßt sind.

Außer den Spaltgasen Kr und Xe bleiben daher im wesentlichen die Isotope Sr, Cs und Ba und Ce zu diskutieren.

Die benutzte zitierte Originalliteratur ist nur zum geringsten Teil kurzfristig verfügbar, so daß die verwendeten Daten außer für Cs nur in Stichproben gesichtet werden konnten.

Bei den gesichteten Arbeiten handelt es sich um bei isothermen Glühungen gemessene Freisetzungswerte nach bestimmten Glühzeiten. Aus gemessenen fractional release und Glühzeit erhält man entsprechend der Exponentialanpassung $FR = 1 - e^{-Rt}$ eine Freisetzungsrate, die für diesen speziellen Glühvorgang eine charakteristische Größe darstellt, jedoch eine willkürliche Auswertung des Experimentes beinhaltet. Sollten die Freisetzungsraten in Abb. 4 und 5 derart aus den Glühversuchen abgeleitet worden sein, so ergeben sich dieselben Probleme wie beim Versuch der Reproduktion der Cs-Freisetzungsraten ausführlichst diskutiert worden ist.

Bemerkenswert ist hier noch ein im Vergleich zu unseren Ergebnissen beträchtlicher Unterschied im Verhalten von Ce und Cs in BISO-Teilchen.

Nach unseren Ergebnissen sind die Diffusionsgeschwindigkeit von Ce und Cs im PyC von gleicher Größenordnung, Ce wird jedoch wesentlich stärker im Partikelkern zurückgehalten als Cs. Demnach würden wir für die Kurven 2 und 4 der Abb. 4 ein genau Gegenteiliges Verhalten erwarten als dort angegeben. Eine Entscheidung über diese Diskrepanz ist z.Zeit nicht möglich.

Generell scheint aus den bisher Gesichteten hervorzugehen, daß ein direktes Nachvollziehen der Freisetzungsraten nicht möglich ist, weil wie schon bei Cs das Verfahren der Meßdatenbehandlung nicht angegeben wird.

3. Allgemeine Stellungnahme

Die insgesamt in der AIPA-Studie verwendete Methodik zur Bestimmung der Spaltproduktfreisetzung aus coated particles erscheint kompliziert und physikalisch schwer durchschaubar.

Die vorliegende Analyse der AIPA-Studie macht deutlich, daß zwei prinzipiell verschiedene Betrachtungsweisen zur quantitativen Darstellung der Spaltproduktfreisetzung aus coated particles verwendet wurden.

Die GA-Methode ist eine rein phänomenologische Beschreibung, sie sammelt fractional release Meßdaten und setzt sie nach einem in der AIPA-Studie nicht näher erläuterten Verfahren in temperaturabhängige Freisetzungsraten um.

Die andere von uns angewendete Methode wertet Meßdaten mittels Diffusionsmodellen aus und generiert materialabhängige Diffusionskonstanten, die zur Berechnung von Freisetzungsraten benutzt werden. In Band V wurden entsprechend der letztgenannten Methode einige Diffusionskonstanten für Sr und Cs zusammengestellt und entsprechend dem im 1. Abschnitt Ausgeführten konnten wir eine wenn auch eingeschränkte Vereinbarkeit der verschiedenen Datensätze feststellen. In Band VI wird jedoch diese Methode zur Berechnung von Freisetzungsraten nicht konsequent weitergeführt d.h. die mitgeteilten Daten werden für transiente Freisetzungsberechnungen nicht verwendet und nunmehr zur erstgenannten GA-Methode übergegangen. Da hierbei die Vorgehensweise zur Umsetzung der Meßdaten in Freisetzungsraten nicht nachvollziehbar ist, ist eine direkte Nachprüfung und Bewertung der angegebenen AIPA-Freisetzungsraten nicht durchführbar.

Durch Diffusionsrechnungen am Beispiel Cs versuchten wir dennoch die AIPA-Freisetzungsraten zu reproduzieren. Nur durch willkürliche Festlegungen gelang es hierbei den überstrichenen Bereich einzugehen, wobei der Verlauf in seiner Temperaturcharakteristik nicht

getroffen wurde.

Dies ist nicht verwunderlich, denn die Anwendung eines Diffusionsmodells erfordert zwangsläufig, daß physikalische Kenngrößen (Aktivierungsenergien) und verschiedene Mechanismen (Kernfreisetzung, PyC-Diffusion) die Freisetzungsscharakteristik bestimmen.

Die AIPA-Methode verzichtet auf jede Modellbeschreibung. Die Freisetzungsrates R , definiert durch die Beziehung $FR = 1 - e^{-Rt}$ (FR =fractional release) stellt eine rein phänomenologische Beschreibung der Freisetzung von Einzelproben dar. Sie ist für die Auswertung von release-Kurven prinzipiell ungeeignet, weil entsprechend dem Diffusionsmodell und i.a. auch den experimentellen Befunden anders geartete mathematische Formen zwangsweise angewendet werden müssen. Eine derart erstellte Freisetzungsrates kann eine sehr gute Beschreibung des Verhaltens der betrachteten Einzelproben sein. Ihr Vertrauenswert wird jedoch dadurch stark eingeschränkt, daß die aus dem Experiment ermittelte Freisetzungsrates willkürlich sein muß, und somit potentielle Fehleinschätzungen erwartet werden können.

Wir sind uns jedoch bewußt, daß im hier vorliegenden Falle die konsequente Anwendung von Diffusionsmodellen infolge Datenmangel kaum möglich gewesen wäre und nicht zu einer solchen Fülle von Ergebnissen hätte führen können, die jedoch im Lichte der obigen Ausführungen als problematisch betrachtet werden. Das in Stichproben gesichtete Datenmaterial ist in Qualität und Umfang i.a. nicht für eine modellmäßige Auswertung geeignet, und in solchen Fällen bleibt die empirische Beschreibung der Daten als ein Ausweg verständlich.

Wir bezweifeln jedoch grundsätzlich die Zulässigkeit von empirischen Beschreibungen ohne physikalische Modelleingabe. Wir erheben deswegen die Forderung nach beträchtlicher Erweiterung der Datenbasis in diesem Sinne und empfehlen dringend die Abstützung der AIPA-Studie oder ähnlicher anderer Studien auf physikalischen Modellbeschreibungen wie Diffusion, Adsorption o.ä.

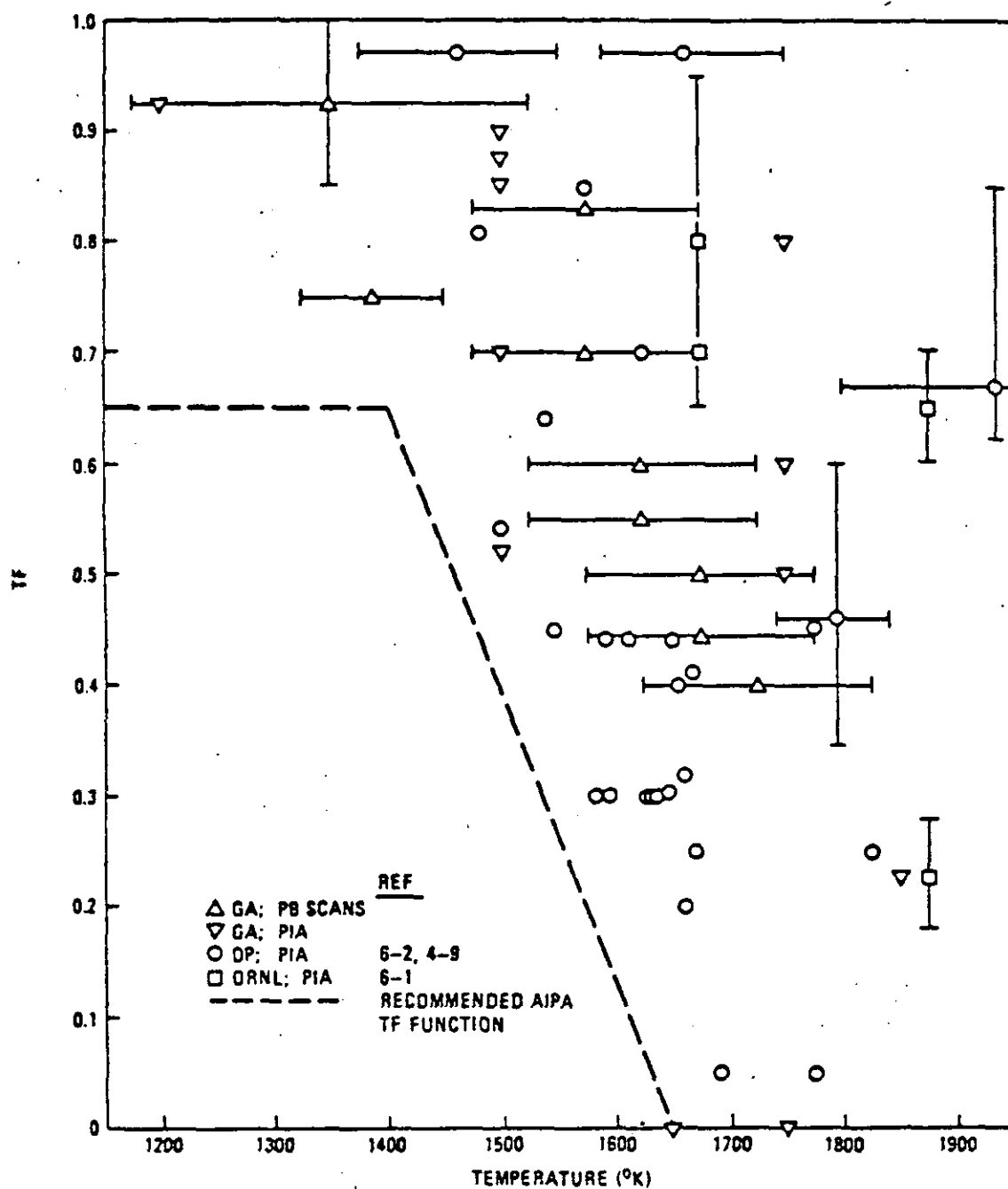


Fig.6-1 Kernel retention of cesium: trapped fraction (TF) vs temperature

Abb.1

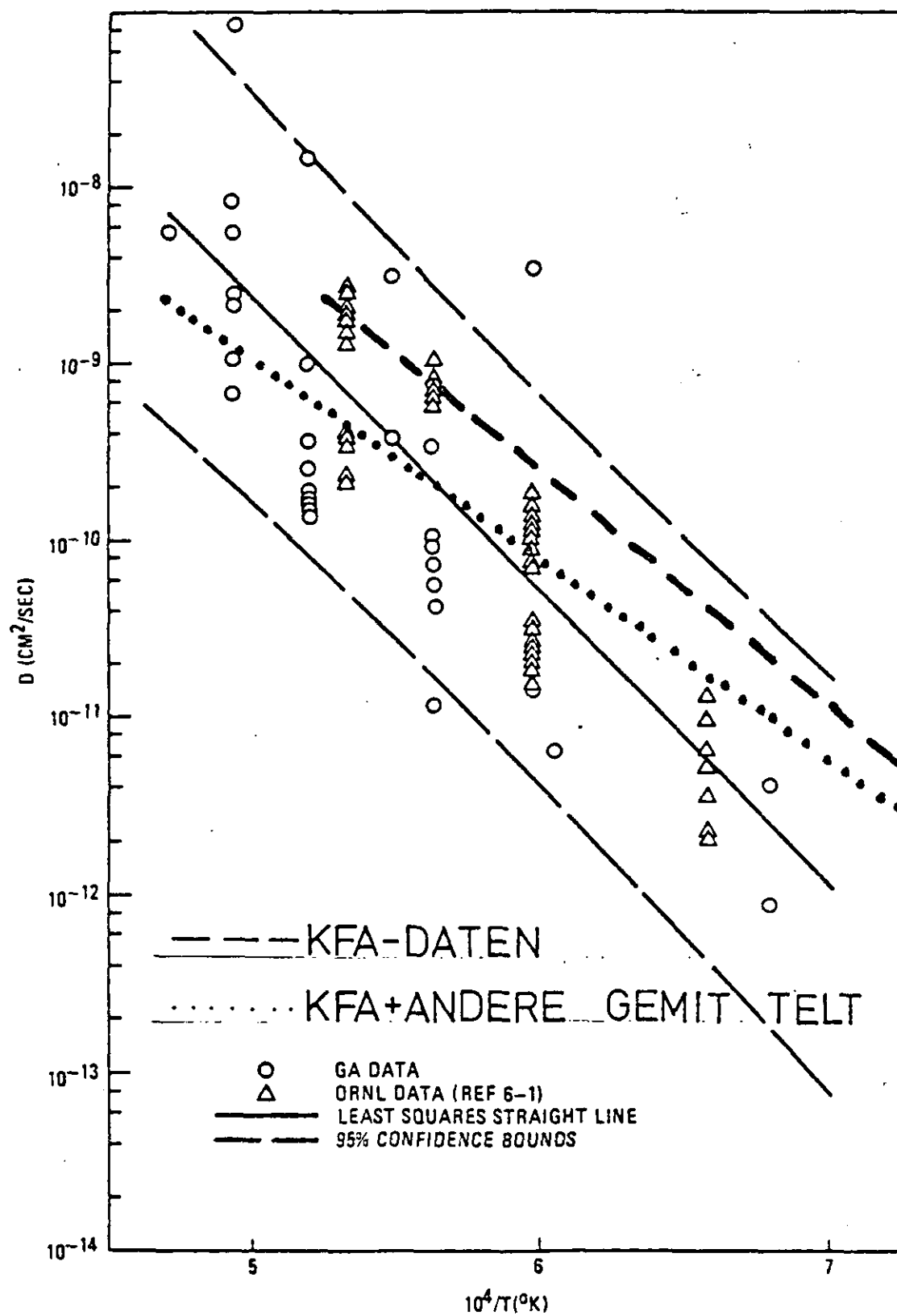


Fig. 6-2. Diffusion coefficients of cesium in LTI pyrocarbon

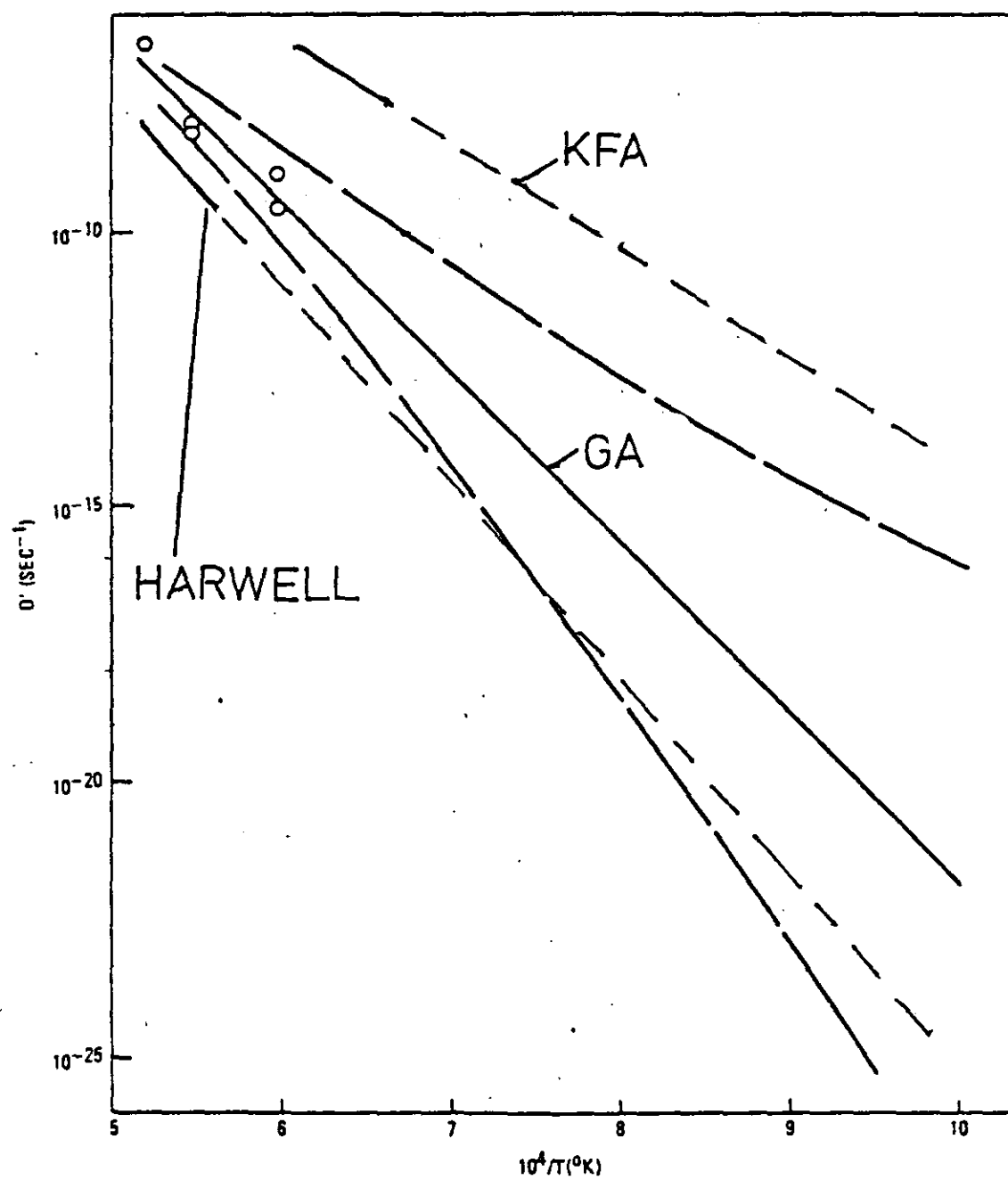


Fig. 6-5. Reduced diffusion coefficient for strontium diffusion in oxide fuel kernels

Abb.3

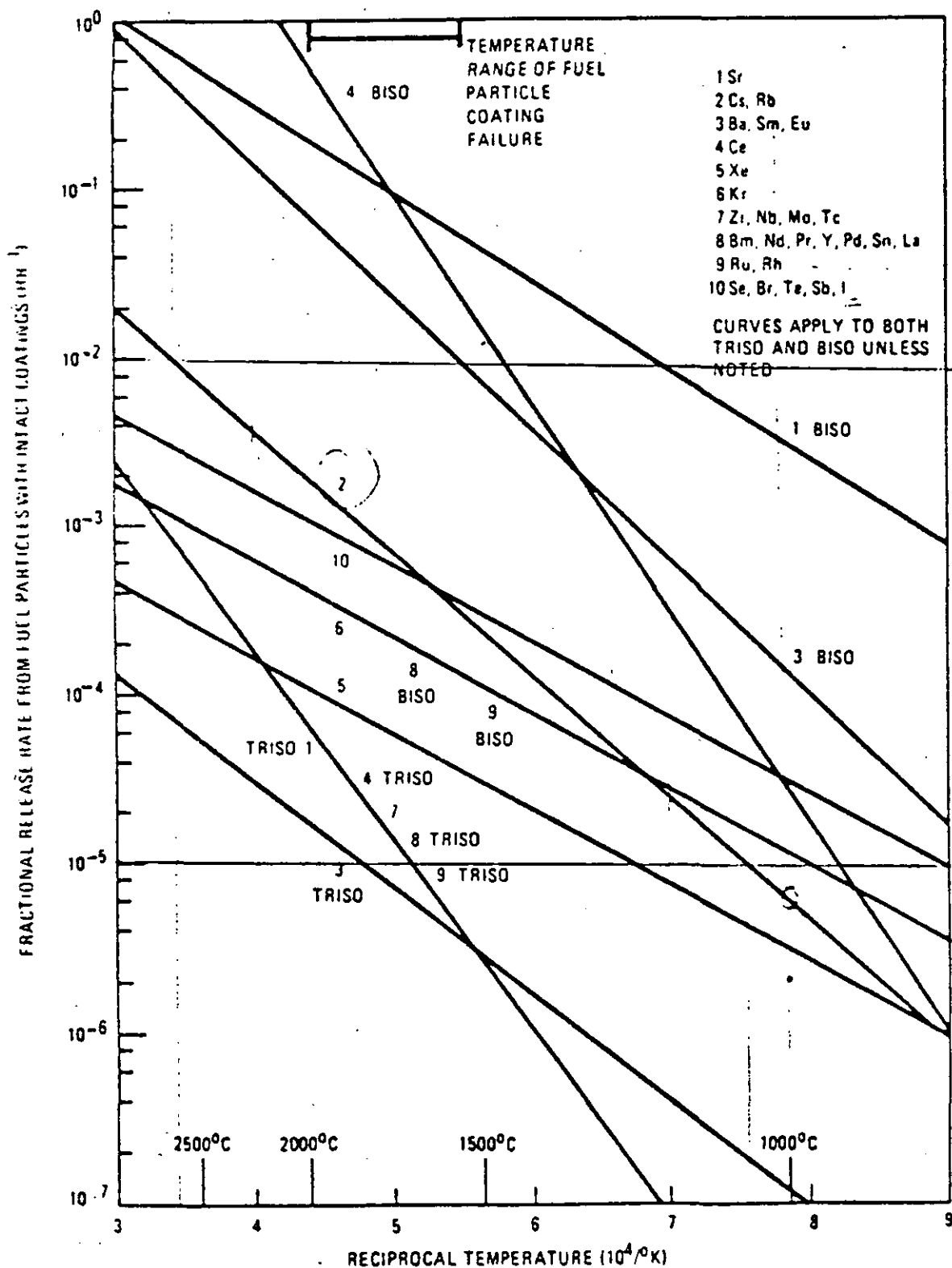


Fig 4-6 Fission product release rate versus temperature for intact fuel particles during core heatup conditions

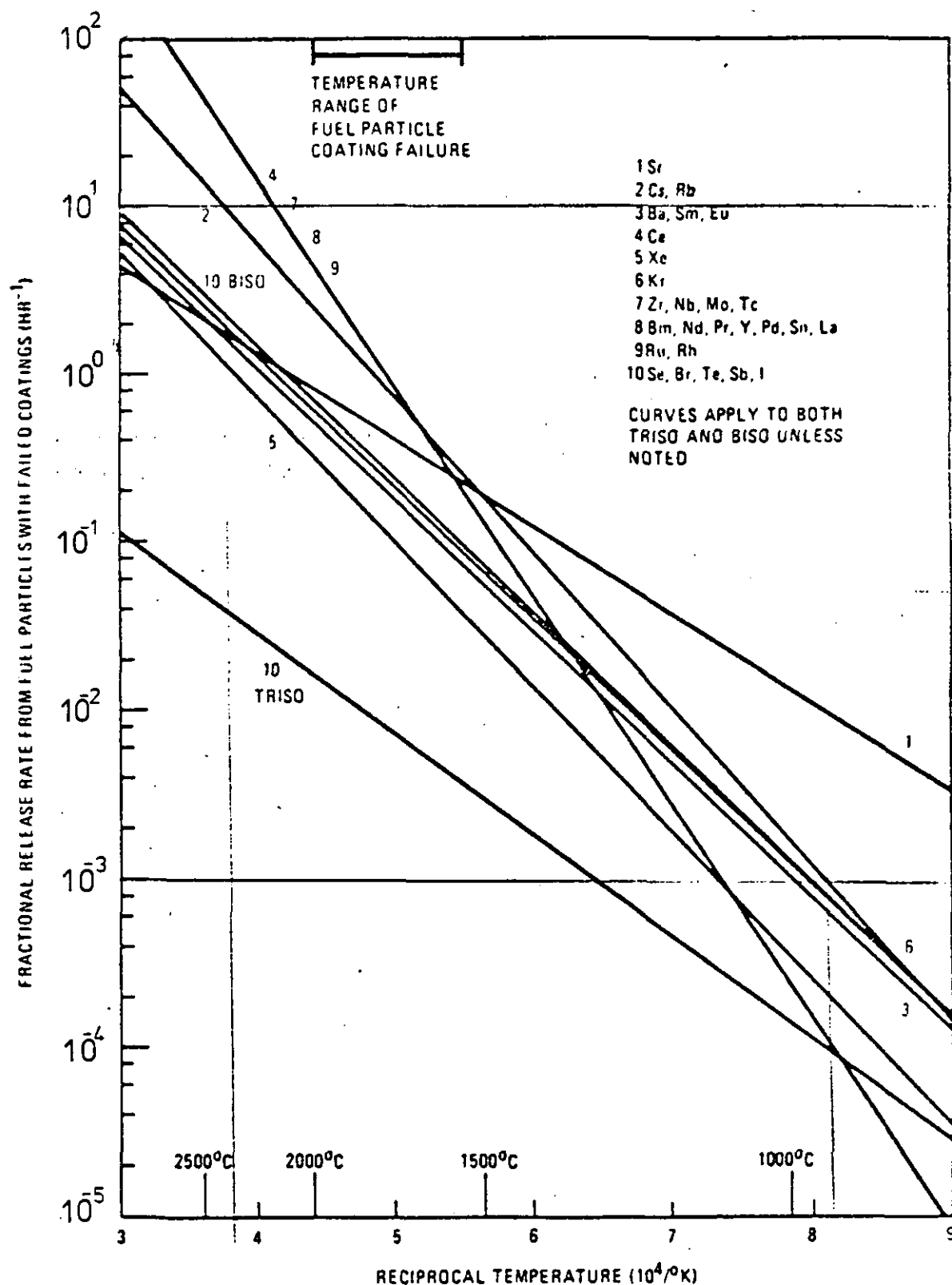


Fig. 4-7 Fission product release rate versus temperature for failed fuel particles during core heatup conditions

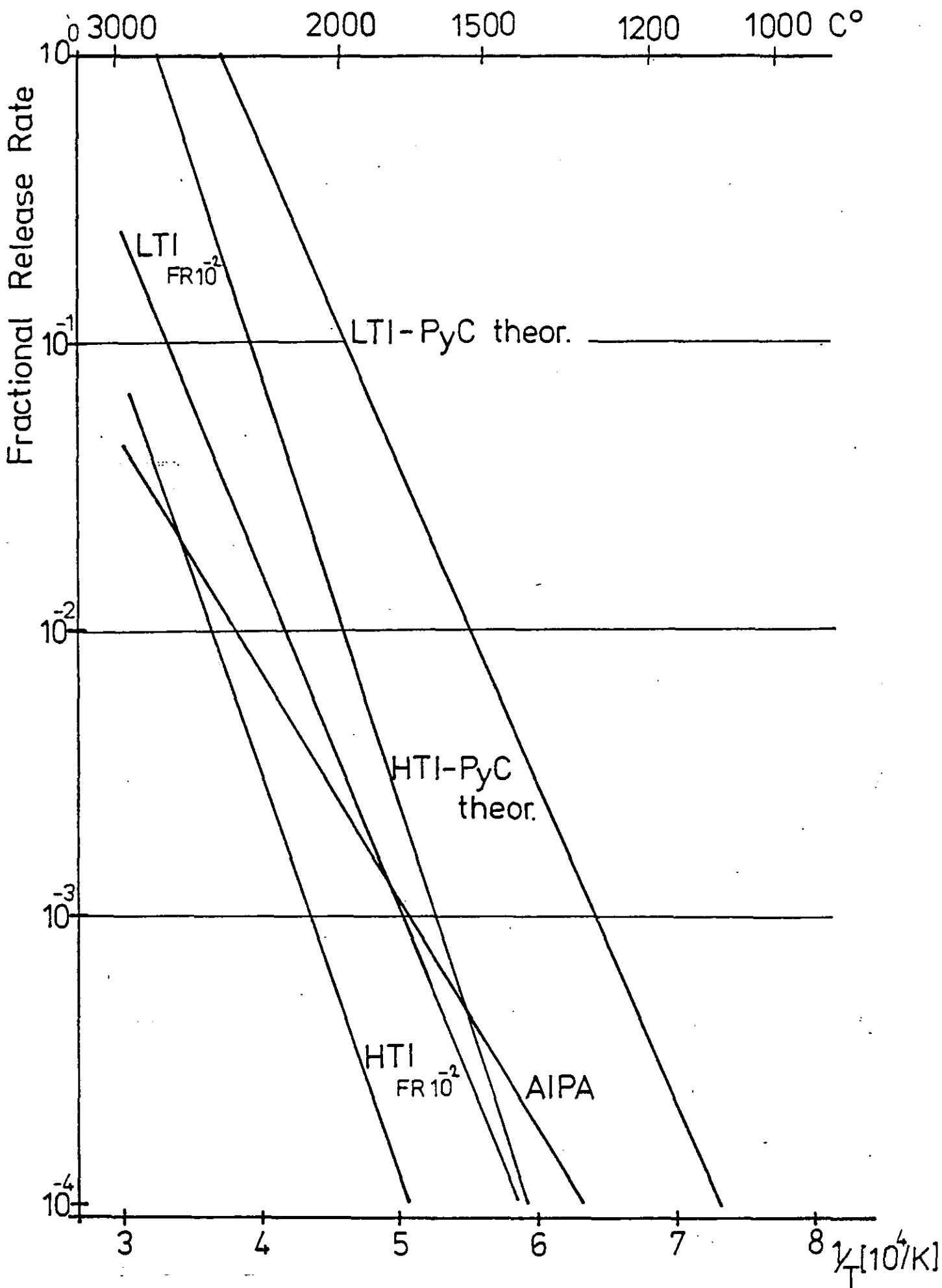


Abb.6 : GEGENÜBERSTELLUNG DER AIPA-FREISETZUNGSRATEN MIT VERSCHIEDENEN ANDEREN NACH DEM DIFFUSIONSMODELL BERECHNETEN

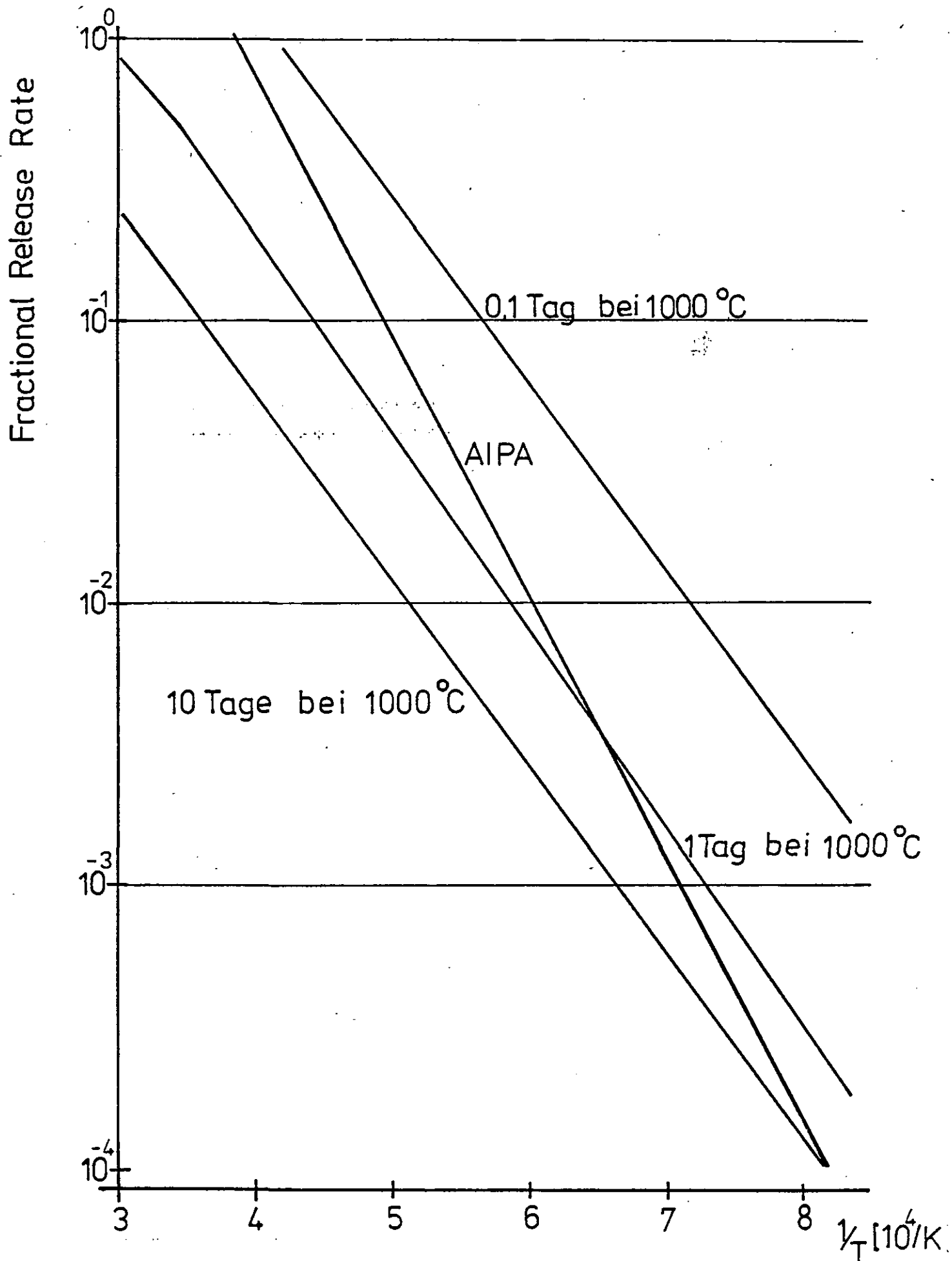


Abb. 7 : FREISETZUNGSRATE NACH WILLKÜRLICHER FESTLEGUNG VON $D \cdot \tau = \text{CONST}$

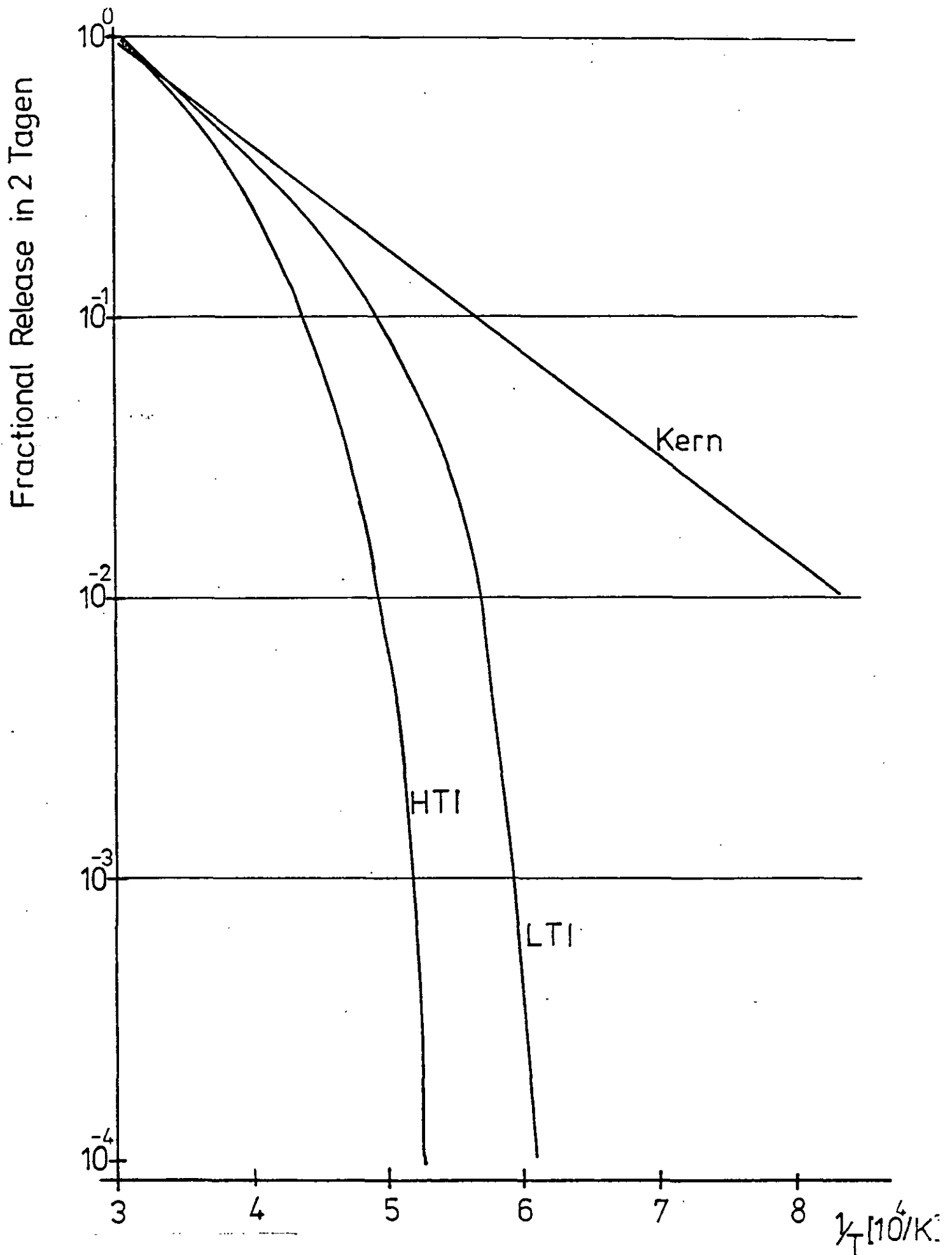


Abb. 8 : FRACTIONAL RELEASE NACH 2 TAGEN FÜR INTAKTE UND DEFEKTE PARTIKEL MIT IRE STANDARD DATEN

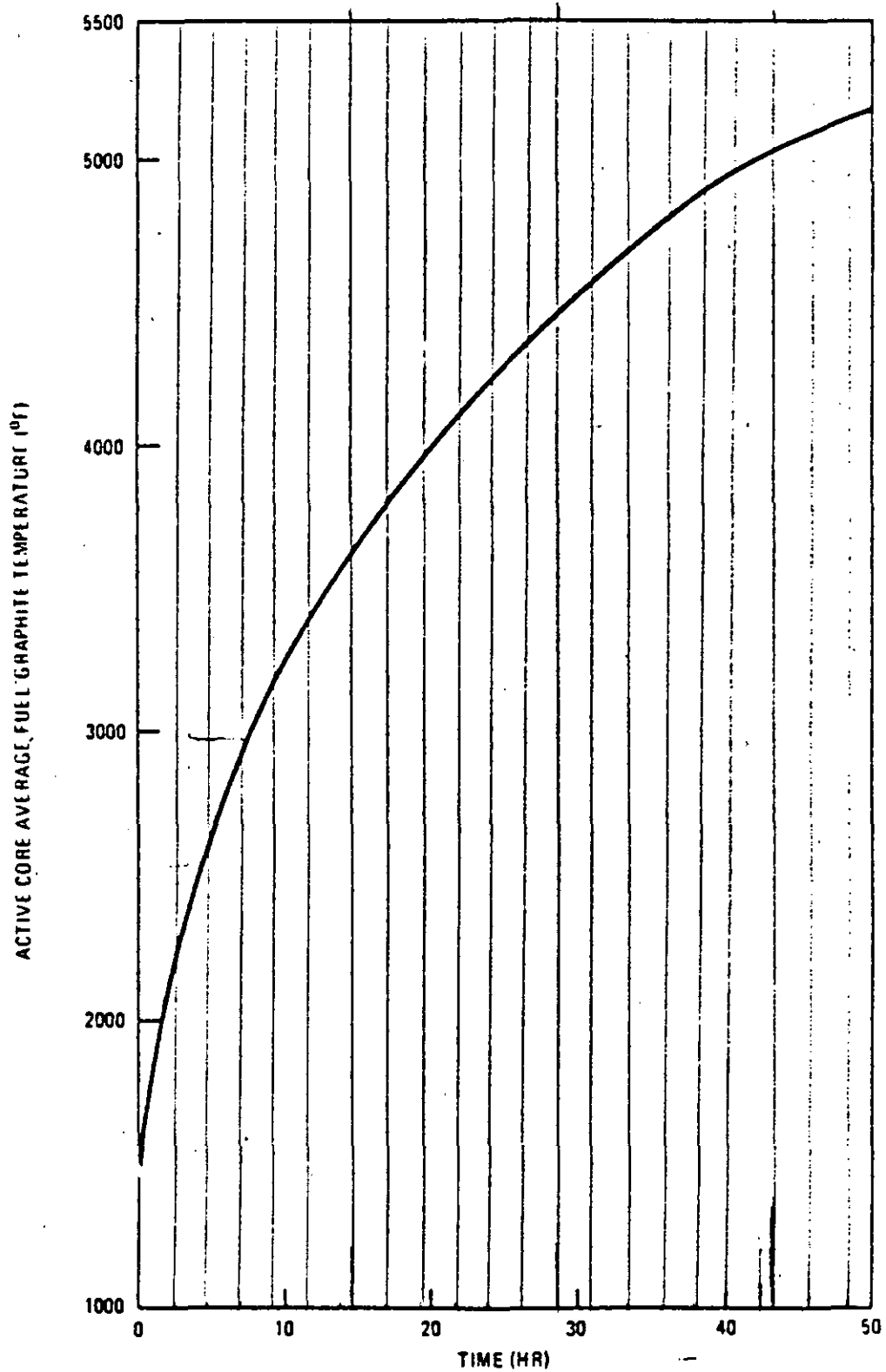


Fig.4-12 Core temperature history from CORCON code analysis for 3000-MW(t) HTGR

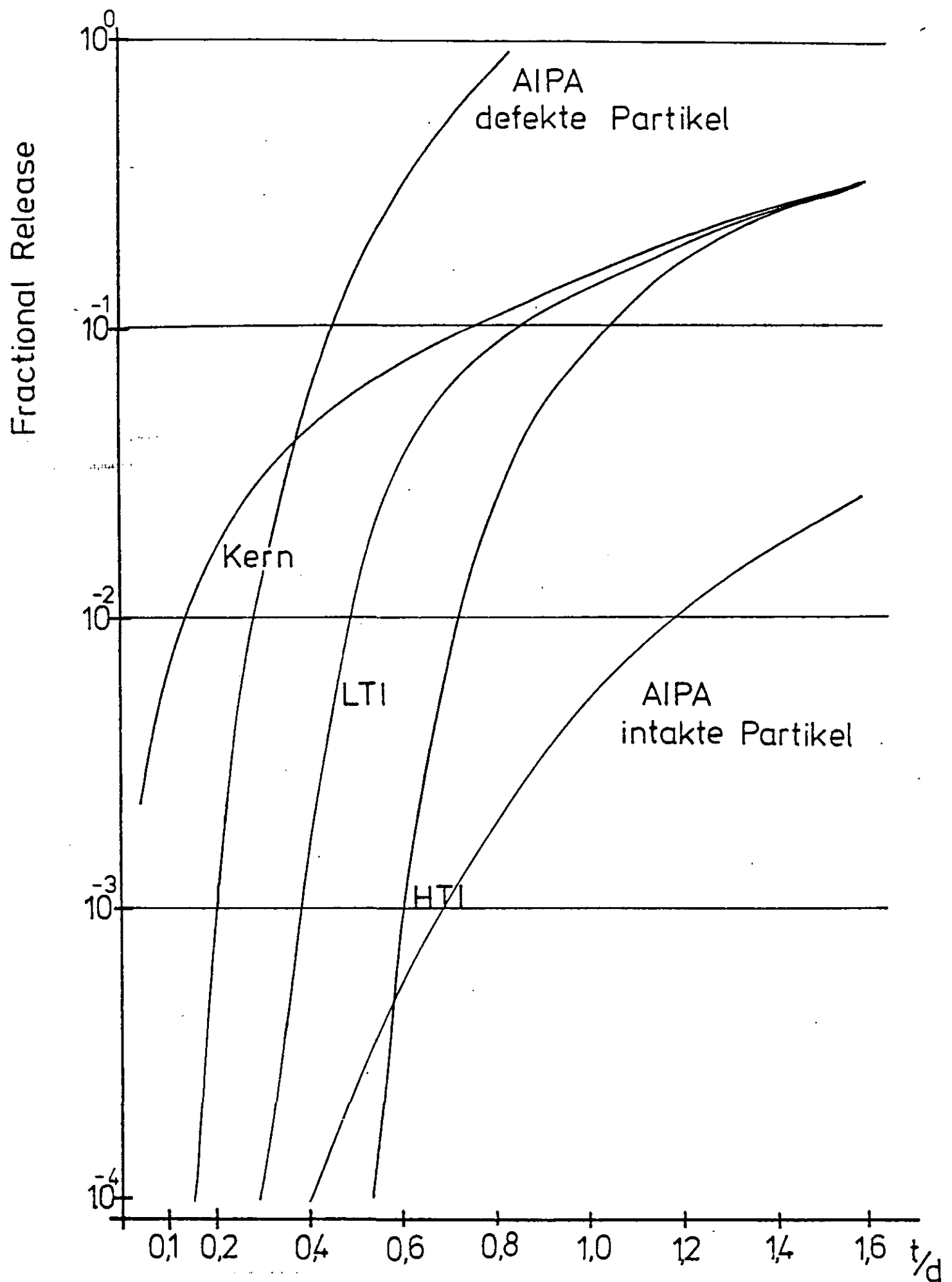


Abb.10 : VERGLEICH VON FRACTIONAL RELEASE FÜR CS MIT SORSG-CODE (AIPA) UND SLIPPER CODE (IRE DATEN)

18. STELLUNGNAHME ZU EINIGEN IN DER AIPA-STUDIE
VERWENDETEN DAMPFDRUCKDATEN

K. HILPERT

INSTITUT FÜR ANGEWANDTE PHYSIKALISCHE CHEMIE DER
KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH

K. Hilpert

Institut für Chemie, Institut 4, Angewandte Physikalische Chemie,
Kernforschungsanlage Jülich (KFA), Jülich

Stellungnahme zu einigen in der AIPA-Studie verwendeten Dampfdruck- daten

Übersicht

1. Methodik
2. Adsorptionsisothermen
 - 2.1 Adsorptionsisothermen für Cs
 - 2.2 Adsorptionsisothermen für Sr
 - 2.3 Adsorptionsisothermen für Ba
 - 2.4 Adsorptionsisothermen für Rb
3. Einfluß der Bestrahlung auf das Sorptionsvermögen von Reaktorgraphiten
4. Einfluß von Wechselwirkungen zwischen den abdampfenden Spaltprodukten und Kühlgasverunreinigungen auf die Spaltproduktfreisetzung
5. Anwendbarkeit der in der AIPA-Studie angegebenen Adsorptionsisothermen für Cs, Sr, Ba und Rb
6. Daten auf denen die Dampfdrücke der Molekel Ru, RuC, Rh, RhC, CeC₂, NdC₂, Sb, Sb₂ und Sb₄ in einem reaktorrelevanten Graphitsystem beruhen
7. Literatur

1. Methodik

Die in der AIPA-Studie verwendeten Untersuchungen erfolgten mit Laborproben. Die Metalle Cs, Sr, Ba und Rb wurden als wäßrige Nitratlösung dem Graphit zugesetzt. Nach dem Eindampfen der Lösung konnte bei etwa 1100 °C durch Zersetzen das Nitrat in das Metall überführt werden. Dem Nitrat wurden häufig noch radioaktive Metallnuklide zugesetzt, um die in Zusammenhang mit der Ermittlung von Adsorptionsisothermen notwendigen quantitativen Analysen zu erleichtern.

Die zu den so präparierten Proben gehörenden Adsorptionsisothermen wurden im wesentlichen nach den folgenden Methoden bestimmt:

a) Isopiestic Methode

In einem abgeschlossenen System mit konstantem definierten Spaltprodukt dampfdruck wird das thermodynamische Gleichgewicht zwischen ursprünglich spaltproduktfreien Graphit und der Spaltprodukt dampfphase hergestellt. Aus der anschließend bestimmten Spaltproduktkonzentration im Graphit und dem Spaltprodukt dampfdruck ergibt sich die Löslichkeitsisotherme.

Anwendung: vereinzelt bei General Atomic Company,
North Carolina State University (1)

b) Verdampfungsgeschwindigkeitsmessungen

Die Probe befindet sich in einer Knudsenzelle, die auf konstanter Temperatur gehalten wird. Die aus der Effusionsöffnung strömenden Teilchen kondensieren an einer gekühlten Platte. Aus der Bestimmung der Menge, der pro Zeiteinheit kondensierten Teilchen und der Fläche der Effusionsöffnung kann über die Hertz-Knudsen Gleichung der bei der eingestellten Temperatur in der Zelle vorliegende Dampfdruck berechnet werden.

Anwendung: AERE Harwell, vereinzelt bei General Atomic Company (2)

c) Hochtemperaturmassenspektrometrie

Die Probe befindet sich wie bei Methode b in einer Knudsenzelle. Der aus der Effusionsöffnung austretende Dampfstrahl gelangt in den Ionisierungsraum eines Massenspektrometers. Hierdurch ist eine Identifizierung aller abdampfenden Teilchen möglich. Durch eine Eichung des Systems Massenspektrometer-Knudsenzelle kann aus den gemessenen Ionenströmen der zugehörige Partialdruck ermittelt werden.

Anwendung: General Atomic Company (3)

2. Adsorptionsisothermen

Adsorptionsisothermen sind bisher für die festen Spaltprodukte Sr, Cs, Ba und Rb bestimmt worden. Hierbei wurde das Sorptionsvermögen an verschiedenen Graphitsorten wie z.B. A3, ISO-3, H-451, H-327, TS-688 und HLM-85 untersucht. Die weitaus größte Zahl der Messungen erfolgte für die Spaltprodukte Sr und Cs, während für Ba und Rb nur vereinzelt Messungen durchgeführt werden konnten.

2.1 Adsorptionsisothermen für Cs

Die in der AIPA-Studie (4) verwendeten Daten basieren auf Untersuchungen nach der Methode der Hochtemperaturmassenspektrometrie, die an H-327 Graphiten der Korngröße 44-74 μm durchgeführt wurden (z.B. 5,6). Messungen an H-451 Graphit ergaben das gleiche Ergebnis (7,8). Die Daten wurden nur nach einer Methode und von einem Laboratorium bestimmt. Eine erfolgreiche Überprüfung der Methode wurde jedoch bei der Bestimmung von Sr-Adsorptionsisothermen durchgeführt (s. 2.2). Die angegebenen Cs-Adsorptionsisothermen beruhen auf zahlreichen Messungen, wobei auch unterschiedliche Zellen verwendet werden konnten. Die Messungen wurden in einem Konzentrationsbereich zwischen 10^{-2} und 10 mg Cs/g C und Temperaturen zwischen 750 und 1500 K durchgeführt.

Die Adsorptionsisothermen der AIPA-Studie sind in Abb. 1 den an den Graphitsorten TS-688 und A3 erhaltenen Isothermen gegenübergestellt. Die Isothermen weichen jedoch stark voneinander ab. Am ähnlichsten sind sich die Isothermen der A3 und der H-327 Graphite.

2.2 Adsorptionsisothermen für Sr

Die für die AIPA-Studie (4) verwendeten Daten beziehen sich auf Messungen an H-327 Graphit der Korngröße 37-74 μm , die bei AERE (Harwell) und bei GA nach der Methode der Verdampfungsgeschwindigkeitsmessungen (Harwell) und der Hochtemperaturmassenspektrometrie (GA) erfolgten. Die Messungen wurden für einen Konzentrationsbereich zwischen $2 \cdot 10^{-2}$ und 40 $\mu\text{Mol Sr/g C}$ bei Temperaturen zwischen 1300 und 1800 K durchgeführt. Die nach beiden Methoden erhaltenen Ergebnisse stimmen innerhalb eines Faktors 3 überein. Messungen an H-327 Graphit unterschiedlicher Korngröße sowie an H-451 Graphit zeigen innerhalb der Meßgenauigkeit dieselben Ergebnisse. Für den Übergang vom Freundlich - in den Henrybereich wurde konservativ eine Konzentration von 0,12 $\mu\text{Mol Sr/g C}$ angenommen. Nach Messungen bei GA ist dieser Wert kleiner als 0,12 $\mu\text{Mol Sr/g C}$. (9)

Abb. 2 zeigt eine Zusammenstellung der an verschiedenen Graphitsorten gemessenen Sr-Adsorptionsisothermen. Demnach ist nur das Sorptionsvermögen von HML-85-Graphit größer als das in der AIPA-Studie angegebene. Das Sorptionsvermögen von TS-688 Graphit ist am kleinsten. Während die Adsorptionsisothermen für die Graphitsorten TS-688 und H-327 im Freundlichbereich in etwa übereinstimmen, ist der Unterschied im Henrybereich wesentlich größer, was durch die unterschiedliche Lage des Übergangs vom Freundlich- in den Henrybereich zu erklären ist.

2.3 Adsorptionsisothermen für Ba

Die in der AIPA-Studie verwendeten Adsorptionsisothermen für Ba (10) beruhen auf Dampfdruckmessungen nach der Methode der Hochtemperaturmassenspektrometrie an TS-688 Graphit (3). Die Daten wurden über die unterschiedlichen spezifischen Oberflächen (5,87 $\text{m}^2/\text{g C}$ bei TS-688 und 1 $\text{m}^2/\text{g C}$ bei H-327) für H-327 Graphit umgerechnet. Ein solches Vorgehen führt aber sicher zu ungenauen Ergebnissen, da dieselbe Umrechnung für Sr, für das die Adsorptionsisothermen an beiden Graphitsorten gemessen wurden, eine Vergrößerung der Abweichung zwischen den beiden Isothermen bewirkt.

Für den Übergang vom Henry- in den Freundlichbereich der Ba-Adsorptionsisothermen wurde der entsprechende Wert für Cs $0.078 \mu\text{Mol}/\text{m}^2\text{C}$ für alle Temperaturen angenommen. Bei Kosorptionsmessungen von Sr und Ba an TS-688 Graphit konnte für Ba bis zu einer Konzentration von $0.1 \mu\text{Mol}/\text{m}^2\text{C}$ kein Übergang festgestellt werden.

2.4 Adsorptionsisothermen für Rb

In der AIPA-Studie verwendete Adsorptionsisothermen für Rb (10) beruhen auf Messungen (11) an TS-688 Graphit nach der isopiestic Methode. Die Messungen erfolgten in einem Konzentrationsbereich zwischen 0.4 und $6 \mu\text{g Sr/g C}$ bei Temperaturen von 1073 bis 1373 K . Für die Berechnung der Adsorptionsisothermen wurde für die spezifische Oberfläche von TS-688 Graphit ein geschätzter Wert von $1 \text{ m}^2/\text{g C}$ benutzt und für den Übergang vom Freundlich- in den Henrybereich ebenso wie bei der Adsorptionsisothermen für Ba ein Wert von $0.078 \mu\text{Mol}/\text{m}^2\text{C}$ angenommen.

Frühere Messungen als (11) an TS-688 Graphit mit einer spezifischen Oberfläche von $5,87 \text{ m}^2/\text{gC}$, die ebenfalls nach der isopiestic Methode erfolgten (12), ergaben für kleinere Temperaturen als 1500°K niedrigere Rubidiumdampfdrücke als die in der AIPA-Studie verwendeten.

3. Einfluß der Bestrahlung auf das Sorptionsvermögen von Reaktorgraphiten

Die Änderung des Sorptionsvermögens von Sr und Cs an TS-688 Graphit wurde in Abhängigkeit von der Bestrahlungsdosis gemessen. Hierbei konnte bei einer Proben temperatur von 950°C eine Vergrößerung des Sorptionsvermögens für Sr um bis zu einen Faktor $6,7$ festgestellt werden. Für Cs beträgt der entsprechende Faktor $12,2$ (13). Weiter ergaben Untersuchungen an H-451 Graphit nach einer Bestrahlungsdosis von $3.4 \cdot 10^{21} \text{ n/cm}^2$ und bei einer Proben temperatur von 980°C eine Zunahme des Sorptionsvermögens für Cs um mehr als einen Faktor 10 (8). Dieser die Spaltproduktfreisetzung verkleinernde Effekt wurde bei den in der AIPA-Studie angegebenen Daten nicht berücksichtigt.

4. Einfluß von Wechselwirkungen zwischen den abdampfenden Spaltprodukten und Kühlgasverunreinigungen auf die Spaltproduktfreisetzung (23)

Nach den in der AIPA-Studie (13) verwendeten Modellvorstellungen gilt für die Transportrate der Spaltprodukte zwischen Graphit und Kühlgas, j_{SP} , die Beziehung

$$j_{SP} = f(p_{SP} - p_{SP}^*) \quad (1)$$

wobei f ein Proportionalitätsfaktor ist, p_{SP} der durch die Adsorptionsisotherme an der Graphitoberfläche vorliegende Spaltproduktpartialdruck und p_{SP}^* der elementare Spaltproduktpartialdruck im Kühlgas vor dem Eintritt in das Reaktorcoresegment.

Gl. (1) beschreibt aber nur dann die Freisetzung eines Spaltproduktes richtig, wenn die abdampfenden Spaltprodukte nicht mit Reaktorkühlgasverunreinigungen, (z.B. H_2O , H_2 , N_2 , CO , CO_2) reagieren und z.B. gasförmige Verbindungen, bilden.

Solche Reaktionen können an der Graphitoberfläche oder in der Gasphase ablaufen. Entstehen die genannten Verbindungen, so liegen über der Graphitoberfläche im Geltungsbereich der Adsorptionsisothermen die Spaltprodukte in elementarer Form und als Verbindung vor. Das gleiche gilt im übrigen Reaktorkühlgas.

Der Anteil der Spaltprodukte, die max. als Verbindung vorliegen, kann den entsprechenden Gleichgewichtskonstanten entnommen werden. Hier muß auch noch die Reaktionskinetik betrachtet werden. Für den Teil der Spaltprodukte, der als Verbindung in der Gasphase vorliegt, und der in dieser Form auch transportiert wird, gilt eine analoge Beziehung wie Gl. (1). Die gesamte Freisetzungsrates für ein Spaltprodukt ist die Summe beider Anteile.

Bisher wurden von uns Gleichgewichtskonstanten für homogene Reaktionen in der Gasphase für die Bildung einfacher Hydride und Oxide von Cs, Sr, Ba und Rb bei verschiedenen Temperaturen abgeschätzt. Hierbei ergab sich als wichtigstes Ergebnis, daß, wenn man das Verhältnis der Partialdrücke für CO_2 und CO als 0.1 annimmt (15), bei

einer Temperatur von 1000 K das Partialdruckverhältnis $p_{\text{BaO}}/p_{\text{Ba}}$ etwa 200 beträgt. Das bedeutet, daß der größte Teil des gasförmigen Ba in Form von BaO vorliegt, wenn in den Poren an der Oberfläche der Brennelemente hinreichend viele Reaktionen stattfinden, so daß zumindest für Ba eine Nichtberücksichtigung von chemischen Wechselwirkungen zu zu kleinen Freisetzungsraten führen kann.

Neben diesen theoretischen Überlegungen gibt es auch erste experimentelle Arbeiten, die eine Änderung des Sr-Partialdruckes durch ein CO-Partialdruck zeigen (9).

5. Anwendbarkeit der in der AIPA-Studie angegebenen Adsorptionsisothermen für Cs, Sr, Ba und Rb

Die für Cs und Sr in der AIPA-Studie verwendeten Adsorptionsisothermen beruhen auf sorgfältig durchgeführten und sehr zahlreichen Messungen, die teilweise in verschiedenen Laboratorien und nach verschiedenen Methoden erfolgten. Deshalb sind diese Adsorptionsisothermen als besonders zuverlässig zu betrachten. Im Gegensatz hierzu erfolgten zur Bestimmung der Adsorptionsisothermen von Ba und Rb nur wenige Messungen. Zu ihrer Berechnung wurden neben den gemessenen noch grob geschätzte Daten verwendet. Die Isothermen für Ba und Rb sind deshalb nur als erste sehr grobe Näherung zu betrachten.

Die für Sr und Cs festgestellte Vergrößerung des Sorptionsvermögens durch Bestrahlung im Reaktor trifft sicher auch für Ba und Rb zu. Dieser Effekt wird in der AIPA-Studie nicht berücksichtigt, so daß die Adsorptionsisothermen unter diesem Gesichtspunkt betrachtet konservativ sind.

Bei der Anwendung der Adsorptionsisothermen sollte man jedoch bedenken, daß die Nichtbeachtung der unter 4. beschriebenen chemischen Wechselwirkungen zwischen Spaltprodukten und Kühlgasverunreinigungen zu falschen Ergebnissen führen kann. Weiter ist noch anzumerken, daß im Reaktor immer mehrere Spaltprodukte gleichzeitig an Graphit adsorbiert sind. Bisher gibt es aber nur wenig Untersuchungen über Kosorption.

6. Daten auf denen die Dampfdrücke der Molekel Ru, RuC, Rh, RhC, CeC₂, NdC₂, Sb, Sb₂ und Sb₄ in einem reaktorrelevanten Graphitsystem beruhen

Die angegebenen Moleküldampfdrücke (10) beruhen auf thermodynamischen Daten, die weitgehend mit der Methode der Hochtemperaturmassenspektrometrie durch Untersuchung von Reaktionen wie z.B. $M(g) + C(\text{Graphit}) \rightleftharpoons MC(g)$ ($M = \text{Ce, Nd, Ru, Rh}$) durchgeführt wurden.

Die Messungen für RuC (g) (16) und RhC (g) (17) erfolgten in einem Laboratorium, das Untersuchungen nach der Methode der Hochtemperaturmassenspektrometrie bereits seit Jahren betreibt und das über große Erfahrungen auf diesem Gebiet verfügt. Deshalb sind die Daten für RuC und RhC als zuverlässig anzusehen. Aus meßtechnischen Gründen sind die Messungen an RhC besonders sicher und zuverlässig.

Die Daten für CeC₂ und NdC₂ konnten in verschiedenen Laboratorien bei Verwendung unterschiedlicher Reaktionen ermittelt werden (18). Sie sind deshalb als sicher zu betrachten.

Die Dampfdrücke von reinem Rh und Ru wurden nach zwei verschiedenen Methoden von vier Laboratorien gemessen. Die Drücke von Sb(g), Sb₂(g) und Sb₄(g) beruhen auf zahlreichen sorgfältig durchgeführten Messungen und thermodynamischen Überlegungen (19).

7. Literatur

1. M.J. Haire, L.R. Zumwalt; Nucl. Science and Engineering
50 (1973) 91
2. Quarterly Progress Report for the Period Ending February 29, 1964,
GA - 5104
3. J.H. Norman, L.R. Zumwalt, H.G. Staley; Report GA - 7968, 1967
4. HTGR Accident Initiation and Progression Analysis Status
Report, Vol. V, GA - A 13617
5. HTGR Base Program Quarterly Progress Report for the Period
Ending November 30, 1970, GA - 10399
6. HTGR Base Program Quarterly Progress Report for the Period
Ending May 31, 1971, GA - 9377
7. Quarterly Progress Report for the Period Ending
February 28, 1974, GA - A 12916
8. Quarterly Progress Report for the Period Ending May 31, 1975,
GA - A 13444
9. B.F. Myers, W.E. Bell; "Strontium Transport Data for HTGR
Systems" 1974, Report GA - A 13168
10. J.H. Norman; "Review of Vapor Pressures and Diffusion Coefficients
of Certain HTGR Core Materials and Fission Products for Use in
Reactor Accident Calculations", 1974, GA - A 12634
11. M.J. Haire, L.R. Zumwalt, Nucl. Sci. Eng. 50 (1973) 91
12. Quarterly Progress Report for the Period Ending March 31,
1966, GA - 7086
13. HTGR-Base Program Quarterly Progress Report for the Period
Ending Mai 31, 1968, GA - 8662
14. HTGR Accident Initiation and Progression Analysis Status Report,
Vol. VI, p. 4-33, GA - A 13617
15. E. Schenker, H. Lowenschuß, D. Ullrich, K.H. Wiedemann,
IAEA-Symposium on "Gas Cooled Reactors with Emphasis on
Advanced Systems", Jülich 1975, IAEA-SM-200/4

16. N.S. McIntyre, A. Van der Auwera-Mahieu, J. Drowart;
Trans. Faraday Soc. 64 (1968) 3006
17. A. Van der Auwera-Mahieu, J. Drowart; Chem. Phys. Letters 1
(1967) 311
18. E.E. Filby, L.L Ames, High Temp. Sci. 32 (1971) 41
19. R. Hultgren, P.D. Desai, D.T. Hawkins, M. Gleiser, K.K. Kelley,
D.D. Wagman, "Selected Values of the Thermodynamic Properties
of the Elements", American Soc. for Metals, Metals Park,
Ohio, 1971
20. Rotterdam, "Adsorptionsisothermen metallischer Spaltprodukte
an Graphit", Arbeitsbericht der Fa. BBC / Krupp, E 2 - 71/107,
1971
21. F.C.W. Pummery, DW (74) 4, 1974
22. Quarterly Progress Report for the Period Ending
May 31, 1965, GA - 6418
23. K. Hilpert, unveröffentlichte Ergebnisse; s. auch Wissenschaft-
licher Ergebnisbericht der Kernforschungsanlage Jülich (KFA);
1976

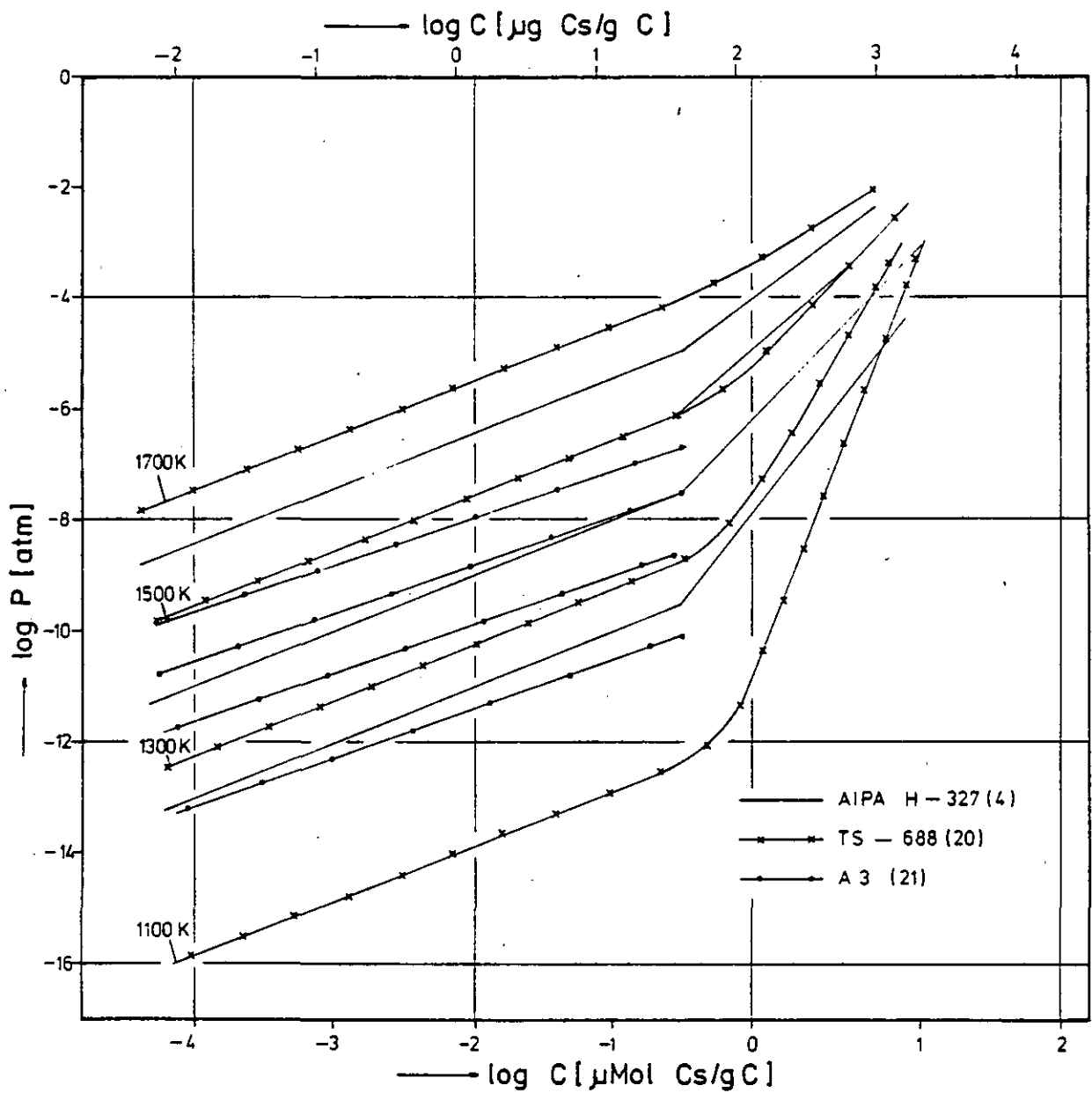


Abb. 1: Adsorptionsisothermen für Cs an verschiedenen Graphitarten für jeweils 1100, 1300, 1500 und 1700 K

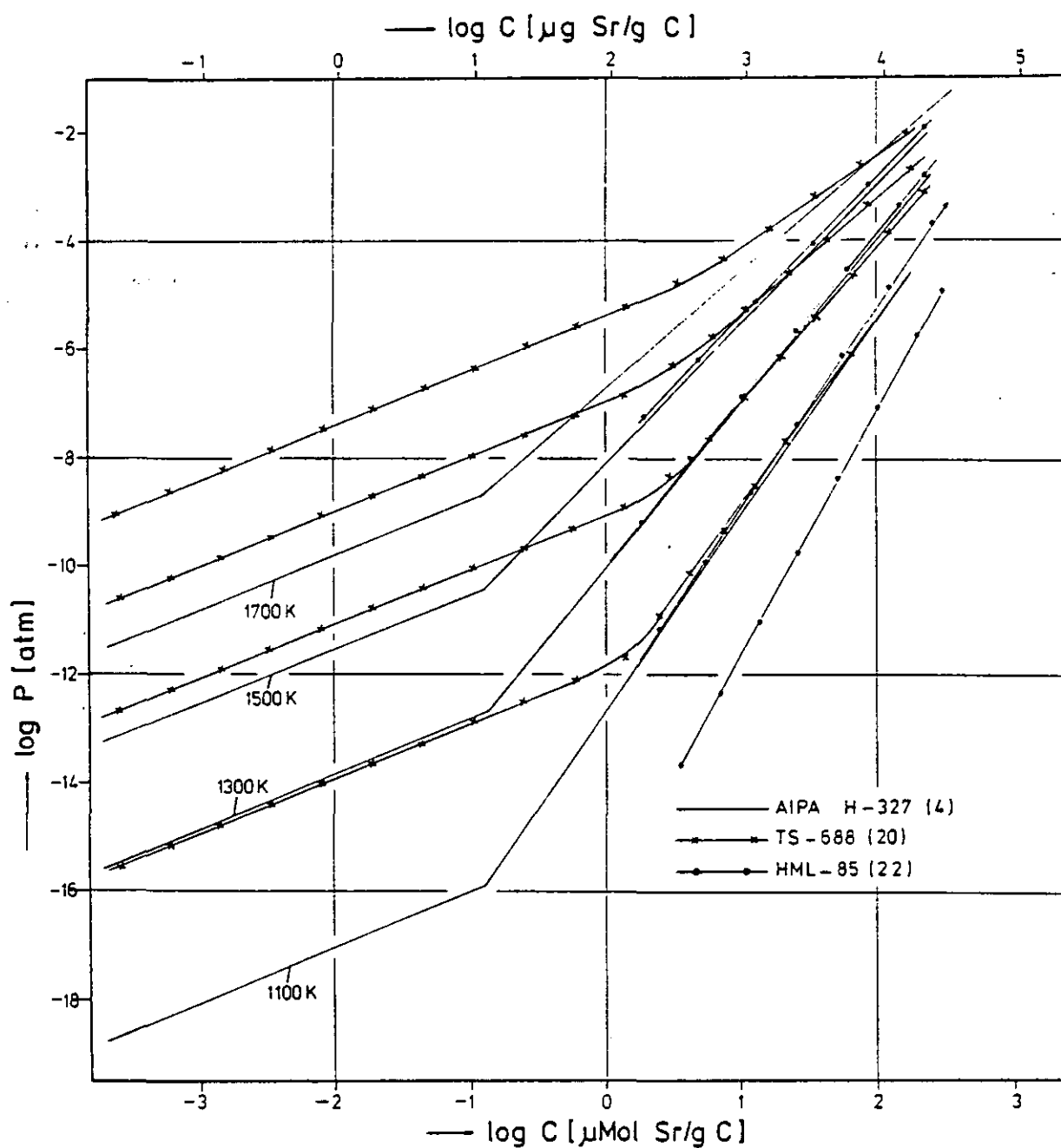


Abb. 2: Adsorptionsisothermen für Sr an verschiedenen Graphitarten
 für jeweils 1100, 1300, 1500 und 1700 K

19. STELLUNGNAHME ZUR PLATE-OUT-BEHANDLUNG
IN DER AIPA-STUDIE

N. INIOTAKIS

INSTITUT FÜR REAKTORBAUELEMENTE DER
KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH

Einleitung:

Die von der Firma General Atomic Company vorgelegte Studie zum Störfallspektrum der von ihr entwickelten HTR-Anlage (A.I.P.A. /15/) behandelt eine Anzahl von Störfallabläufen, die einerseits erheblich zum Risiko der Anlage beitragen, andererseits Auswirkungen haben, deren Ausmaß wesentlich durch die gemachten Annahmen über die Ablagerung von Spaltprodukten im Primärkreis bestimmt sind.

Im folgenden wird auf der Grundlage des im Institut für Reaktorbau-elemente der KFA erzielten, theoretischen und experimentellen Kenntnisstandes /1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8/ eine kritische Bewertung der Behandlung von Plate-out-Aspekten in der A.I.P.A.-Studie vorgestellt. Dabei stehen die folgenden Fragen im Vordergrund:

1. Sind die den benutzten Rechenprogrammen zugrundegelegten physikalischen Modelle akzeptabel?
2. Sind die benutzten, aus den Experimenten entnommenen Daten, auf die bei den betrachteten Störfällen vorliegenden Bedingungen übertragbar? Können sie in jedem Fall als hinreichend konservativ angesehen werden?
3. Sind die antizipierten Störfallabläufe der Plate-out-Probleme realistisch behandelt?

Die Diskussion konzentriert sich dabei auf diejenigen Vorgänge, die im Band VI der Studie ausführlich analysiert werden, nachdem sie aufgrund vorläufiger Analysen als Bestandteil von Störfällen mit potentiell hohem Risikobeitrag identifiziert worden waren.

Es sind dies folgende Vorgänge:

1. Austritt von Spaltprodukten über ein Leck im Zwischenüberhitzer,

2. Core-Aufheizung
3. Dampf-Einbruch in das Core,
4. Druckentlastung des Primärkreislaufs.

Ergebnisse

1. Physikalische Modelle und Rechenprogramme

1.1 Rechenprogramm PAD

Zur Berechnung der Spaltproduktverteilung in den verschiedenen Primärkreiskomponenten während des Normalbetriebes der Reaktor-anlage wurde das Rechenprogramm PAD verwendet. Dieses Programm fußt auf dem extrem vereinfachten Ablagerungsmodell von Kress und Neill /13, 14/, das von folgenden extrem restriktiven An-nahmen ausgeht:

- Die Ablagerung der Spaltprodukte wird ausschließlich durch reine reversible Oberflächen-Adsorptions-Desorptionsvorgänge bestimmt.
- Das Adsorptions-Desorptionsgleichgewicht stellt sich lokal und für alle Temperaturzustände spontan ein. Diese Annahme wurde getroffen, um die Adsorptions-Desorptionsisotherme als Randbedingung einführen zu können.

Diese Annahmen treffen in der Realität nicht zu. Denn, wie die im Institut für Reaktorbauelemente der KFA erzielten theore-tischen und experimentellen Ergebnisse zeigen, wird die Ab-lagerung der festen Spalt- und Aktivierungsprodukte auf Ma-terialoberflächen außer von reinen reversiblen Oberflächen-Adsorptionsvorgängen auch von irreversiblen Ablagerungsmecha-nismen wie z. B. Diffusion ins Wandmaterial, bewirkt. Während bei Wandtemperaturen unterhalb von ca. 300 °C die Ablagerung der festen Spaltprodukte hauptsächlich von reversiblen Ad-sorptionsvorgängen bestimmt wird, sind bei Wandtemperaturen

oberhalb von ca. 400 °C die irreversiblen Ablagerungsmechanismen mit steigenden Temperaturen und zunehmenden Zeiten mehr und mehr dominierend. Die irreversiblen Ablagerungsprozesse sind dadurch gekennzeichnet, daß die Spaltprodukte in das Materialgitter eindringen (Okklusion) und ohne äußere Einwirkung nicht in die Gasphase zurückgelangen können.

Auch das Adsorptions-Desorptionsgleichgewicht stellt sich nicht spontan ein. Die zum Erreichen des Adsorptions-Desorptionsgleichgewichtes benötigten Zeiten hängen im wesentlichen vom System Spaltprodukt-Wandmaterial und von der Wandtemperatur ab /1,2,3/. Strömungsverhältnisse gehen schwächer als die Wandtemperatur in die Desorptionsgeschwindigkeit ein /3,7,9/. Die Desorptionsgeschwindigkeit und somit auch die zum Erreichen des Adsorptions-Desorptionsgleichgewichtes benötigte Zeit hängt bei höheren Partialdrücken (etwa $P > 10^{-10}$ bar) auch vom Partialdruck selbst ab, da dann Kondensationseffekte, d. h. die Wechselwirkung der abgelagerten Teilchen untereinander, nicht mehr vernachlässigbar sind /3,10/. Wie es in /10/ illustriert wird, wird z. B. das Adsorptions-Desorptionsgleichgewicht für das System Cs-137 - 15Mo3 bei 850 °C nach ca. 0,1 Stunden, bei 600 °C nach ca. 200 Stunden, bei 500 °C nach ca. 2,3 Jahren und bei 350 °C überhaupt nicht erreicht. Dies gilt natürlich nur, sofern die Kondensationseffekte vernachlässigbar sind, d. h. etwa bei Partialdrücken $P < 10^{-11}$ bar.

Aus diesen Gründen vermag das dem Rechenprogramm PAD zugrundegelegte physikalische Modell selbst einfache Plate-out-Experimente nicht zu beschreiben, geschweige denn zu interpretieren, sofern diese Experimente bei einem Temperaturbereich oberhalb von ca. 300 °C durchgeführt sind. Die Adsorptionsisotherme verliert dabei ihre physikalische Bedeutung und wird zu einem modellbedingten freien Parameter, der eine Funktion der Zeit, des Stoffübergangskoeffizienten, der Desorptionskonstante, des Akkomodationskoeffizienten, des Penetrationskoeffizienten und des Partialdruckes ist. Die im Band V angegebenen Gleichungen für die Jod- und Cäsium-Sorption auf Metallen (8-12), (8-14) und (8-16) sind daher als modellbedingte freie Parameter mit

keinerlei physikalischer Bedeutung zu sehen. Es sollte hier bemerkt werden, daß sich, wie es zu erwarten war, keines der im IRB durchgeführten Plate-out-Experimente mit einer dieser Sorptionsgleichungen beschreiben oder interpretieren ließe.

Außer der unzulässig vereinfachten Physik, die insbesondere bei höheren Temperaturen und langen Zeiten zu beliebig falschen Ergebnissen (bis zu 9 Größenordnungen) und zu beliebig falschen Interpretationsaussagen bezüglich des Verhaltens der Spaltprodukte im Primärkreis von HTR's führt, liegt dem Rechenprogramm PAD auch eine unbrauchbare Numerik zugrunde. Um die Rechenzeiten, die in der Größenordnung der Experimentzeiten liegen, zu reduzieren, wird davon ausgegangen, daß eine Zeitraffung durch eine Erhöhung des Partialdruckes bewirkt werden kann. Das ist nur dann zutreffend, wenn die Spaltproduktablagerung eine lineare Funktion der Zeit und des Partialdruckes wäre. Dies ist jedoch nur unter sehr speziellen Bedingungen der Fall.

1.2 Rechenprogramm RAD

Das Rechenprogramm RAD wird herangezogen zu einer globalen Berechnung der aus den Brennelementen freigesetzten Spaltprodukte, aufgeschlüsselt nach dem Integral auf den Oberflächen des Primärsystems abgelagerten und dem im Kühlgas befindlichen Anteil. Dieses Programm geht von der Vorstellung aus (Band V, § 4.3.1), daß:

- der Ablagerungsanteil pro Umlauf ("fractional plateout per pass") Z und somit die Ablagerungsrate ("plateout rate constant") r_p zeit- und partialdruckunabhängige Größen sind,
- das R/B-Verhältnis nicht von der Spaltproduktrückführung in das Core beeinflusst wird.

Dies trifft höchstens für die Edelgase zu. Die in der Gleichung (4-3) des Abschnittes 4.3.1 von Band V aufgeführte Größe $\ln(1-\tau)$ ist nichts anderes als die von der Decken-Zahl De $/3,10/$ der Anlage. Man kann daher die Gleichung (4-3) wie folgt

schreiben:

$$r_p = \frac{m_c}{M} De \quad \text{und} \quad De = -\ln \delta$$

Dabei bedeuten:

δ : Durchlaßkoeffizient

m_c : Heliummassendurchsatz

M : Gesamtmasse des He im Primärkreis.

Die von der Decken-Zahl De ist jedoch generell eine Funktion der Geometrie, der Strömungsverhältnisse, der Wandtemperatur, des Wandmaterials, der Zerfallskonstante, des Partialdruckes und der Zeit. Die Partialdruckabhängigkeit rührt von den Kondensationseffekten her und führt zu einer gegenüber kleinen Partialdrücken stärkeren Zeitabhängigkeit.

Die Gleichungen (4-5) und (4-6) des Abschnittes 4.3.1 von Band V, die unter der Voraussetzung konstanter Ablagerungsraten hergeleitet wurden, sind deshalb für die nicht edelgasförmigen Spaltprodukte unzulässig. Außerdem ist Gleichung (4-6) des gleichen Abschnittes für Störfallbetrachtungen ohne Bedeutung, denn hierfür muß von der lokalen Spaltproduktverteilung im Primärkreis der Anlage ausgegangen werden.

Die nach Gleichung (4-5) des Abschnittes 4.3.1 von Band V ermittelten Kühlgasaktivitäten der nicht edelgasförmigen Spaltprodukte sind daher fehlerhaft. Wie groß der Fehler ist, kann ohne eine genaue Kenntnis der zugrundegelegten Anlage nicht angegeben werden. Ausgehend von einer PNP-3000-Anlage zeigt es sich, daß bei den angegebenen "mittleren Freisetzungsraten" die Werte der Tabelle 3.2 im Abschnitt 3.2.2 von Band VI für:

- die Isotope Cs-137 und Cs-134 wahrscheinlich um einen Faktor 5 zu niedrig angesetzt sind,
- die Isotope J-131 und J-133 zufälligerweise als akzeptabel zu betrachten sind,

- Sr-90 wahrscheinlich um einen Faktor 7-8 zu niedrig angesetzt ist.

Diese Aussagen gelten nur, wenn man von der PNP-3000-Anlage (8-Loops) ausgeht und nur für die "mittlere Freisetzungsrates". Würde man bei der gleichen Anlage die Werte an der 95 % Vertrauensgrenze und die Auslegungswerte zugrunde legen, erhielte man infolge der nicht mehr vernachlässigbar auftretenden Kondensationseffekte eine höhere Unterschätzung der Kühlgasaktivität. Ebenso könnten sich diese Abweichungen in der gleichen Richtung vergrößern, wenn man von der in der AIPA-Studie zugrunde gelegten Anlage ausgeht. Denn in der HTR-1160-Anlage entfallen die im PNP-3000 vorhandenen heißen Komponenten der Röhrenspaltöfen, die z. B. für die Cs-Isotope ca. 45 % der freigesetzten Aktivität auffangen. Hierzu spielen auch das eingesetzte Material, seine Oberflächenbeschaffenheit sowie das Niveau der Kühlgasverunreinigungen eine wesentliche Rolle. Eine genauere Quantifizierung setzt allerdings eine detaillierte Kenntnis der Anlage voraus.

Das Nuklid Ag-110m ist nicht behandelt. Dies erscheint angesichts der relativ niedrigen He-Gastemperaturen als zulässig.

Da, wie bereits erwähnt, die von der Decken-Zahl De vom Partialdruck, d. h. von R/B und R/B wiederum von De abhängt, da außerdem die Zeitabhängigkeit von De nicht vernachlässigt werden kann, stellt sich die Frage, ob überhaupt der in den 2.2 bis 2.4, Band V angewandte Formalismus zur Bestimmung der Varianz bei zeit- und voneinander abhängigen Vorgängen zulässig ist.

2. Bewertung der verwendeten Daten

Die Kenntnis des Spaltproduktverhaltens im Primärkreis von HTR-Anlagen ist eine der wesentlichen Voraussetzungen zur Bewertung des Gefährdungspotentials bei Störfällen. Es ist daher für eine sinnvolle Anwendung experimentell gewonnener Daten erforderlich, daß diese auf der Basis eines weitgehenden Verständnisses der physikalischen Zusammenhänge, d. h. der Elementarprozesse, die

für das Transport- und Ablagerungsverhalten maßgebend sind, erstellt werden. Dies trifft für die in der AIPA-Studie verwendeten plate-out-spezifischen Daten nicht zu.

In Anbetracht der Ausführungen des vorhergehenden Abschnittes können diese Daten generell nicht für die in der AIPA-Studie gesteckten Ziele übernommen werden. Die Anwendung solcher Daten und Programme lieferte, wie die Auswertung z. B. der Vampyr-Saphir-Experimente zeigte, ein bis zu 7 Größenordnungen falsches Ergebnis und ein absolut falsches Bild bezüglich der Verteilung der Spaltprodukte auf der Oberfläche und im Volumen des eingesetzten Wandmaterials. An Hand der in der AIPA-Studie angegebenen Sorptionsgleichungen von Jod und Cäsium auf niedrig und hoch legierten Stählen (Gleichungen 8-12, 8-14, 8-16, Band V) ergeben sich Desorptionsgeschwindigkeiten, die selbst im Bereich niedriger Partialdrücke etwa um 5-12 Größenordnungen niedriger liegen als die im IRB ermittelten. Eine Desorption kann auf der Basis dieser Sorptionsgleichungen kaum stattfinden. Die sehr niedrigen Desorptionsgeschwindigkeiten, die sich aus den obigen Sorptionsgleichungen ergeben, stehen im absoluten Widerspruch zu unseren Ergebnissen. Z. B. wird vorausgesetzt, daß niedrig legierte Stähle sich gegenüber Cs-Ablagerung wie eine perfekte Senke verhalten, was eine Desorptionskonstante und somit eine Desorptionsgeschwindigkeit gleich Null impliziert. Diese Annahme trifft, wie es am Beispiel des Systems Cs-15Mo₃ in dem vorhergehenden Abschnitt gezeigt wurde (siehe auch dazu /10/), absolut nicht zu. Hier wird die verstärkte Cs-Diffusion in niedrig legierten Stählen wie z. B. 15Mo₃ falsch verstanden und falsch interpretiert.

Es sei darauf hingewiesen, daß ohne eine genaue Kenntnis der auf der Materialoberfläche lokal adsorptiv abgelagerten Spaltproduktmenge M_0 und der lokalen Desorptionsgeschwindigkeit eine Bewertung des Gefährdungspotentials, z. B. bei Druckentlastung und bei Wassereinbruch im Primärsystem, nicht möglich ist.

3. Betrachtungen zu den antizipierten Störfällen

3.1 Leck im Zwischenüberhitzer

Die Annahme einer praktisch vollständigen Rückhaltung aller nicht edelgasförmigen Spaltprodukte ist bei der hier vorliegenden nassen Atmosphäre nicht gerechtfertigt und erscheint als zu optimistisch. Die in der AIPA-Studie vorgebrachte Begründung, die zur Rechtfertigung dieser Annahme führen sollte, ist nur für den Fall einer trockenen He-Atmosphäre akzeptabel, jedoch nicht für die in diesem Falle vorliegenden Verhältnisse, denn

1. hindert die Anwesenheit von Wasser oder Wasserdampf die Ablagerung von Spaltprodukten auf Metalloberflächen. Wie die im IRB und im EIR/Würenlingen durchgeführten Versuche /8,16/ zeigen, wird die an der Metalloberfläche adsorptiv gebundene Aktivität M_0 zu ca. 80 % durch Wasserspülung aus der Metalloberfläche entfernt. Eine Ausnahme bilden die Ag-Isotope;
2. können chemische Reaktionen der Spaltprodukte mit H_2O nicht ausgeschlossen werden. Insbesondere reagiert z. B. das Cs mit H_2O heftig zur Bildung von $CsOH$, das sich mit Sicherheit anders verhält als atomares Cäsium;
3. der Stofftransportkoeffizient der Spaltprodukte im Wasser ist wesentlich kleiner als im Helium, so daß der Stofftransport an die Kondensatorwände wesentlich geringer ist als in der AIPA-Studie angenommen;
4. ein unter Umständen wesentlicher Teil der Spaltprodukte kann durch die im Wasser befindlichen Gasblasen transportiert und durch die Abluft nach außen gelangen;
5. bereits im Normalbetrieb kommt es zur Wechselwirkung zwischen den Spaltprodukten und den im Trägergas vorhandenen Verunreinigungen O_2 , H_2 , H_2O , CH_4 etc. Für die relevanten Nuklide Jod und Cäsium zeigte jedoch eine Abschätzung, daß das im Normalbetrieb gebildete CH_3J bzw. $CsOH$ nur ein Bruchteil des

im Trägergas im atomaren Zustand befindlichen J-131 und Cs-137 bzw. Cs-134 ausmacht. Dieser Bruchteil liegt für HTR-Verhältnisse etwa im Promille-Bereich.

Aus den hier vorgeführten Gründen ist zu erwarten, daß ein wesentlich größerer Anteil der Nicht-Edelgase aus den Kondensatoren entweicht als in der AIPA-Studie angenommen wurde. Vorläufige Schätzungen zeigten, daß dieser Anteil ca. 10 - 20 % betragen kann.

3.2 Core-Aufheizung

Dieser Störfall könnte als Folge eines vollständigen Ausfalles der externen Stromversorgung oder infolge eines Erdbebens entstehen. Es wurde der in Fig. 4-3, Band VI angegebene Störfallablauf betrachtet. Dabei öffnet das Druckventil infolge des Überdruckes nach ca. 45 Minuten und versagt anschließend in offener Stellung.

Zur Bewertung der sich aus diesem Störfall ergebenden Konsequenzen ist eine genaue Kenntnis der sich einstellenden Strömungsverhältnisse, Atmosphärenzusammensetzung, Ausströmungsgeschwindigkeit im Ventilrohr sowie Wandtemperatur im Ventilrohr von besonderer Bedeutung. Darüber werden in der AIPA-Studie keine Aussagen gemacht.

Der sich unter Vernachlässigung der Strömungsverhältnisse und der Umlagerung von Wärmequellen infolge einer Wechselwirkung mit der Brennelementoberfläche errechnete Temperaturverlauf könnte näherungsweise bis zu dem Zeitpunkt akzeptiert werden, bei dem lokal ein massiver Partikelbruch eintreten kann.

Die in der Tabelle 4 - 10 von Band VI vorgenommene Klassifizierung ist für diese Problemstellung nicht sinnvoll. Die Klassifizierung müßte nach der Größe der Kohäsionsenergie der Spaltprodukte und deren Verhältnis zur Adhäsionsenergie des Systems Spaltprodukt-Wandmaterial vorgenommen werden.

Die Größe der Kohäsionsenergie ist ein Kriterium dafür, ob bei der vorliegenden Wandtemperatur verstärkt auftretende Kondensationseffekte zu einem dreidimensionalen Kristallwachstum führen können. Die Art des Wachstums, d. h. ob es monolagenweise vor sich geht oder ob es zur Bildung von anwachsenden Inseln kommt oder ob beide Fälle gemeinsam auftreten, hängt wesentlich vom Verhältnis der Adhäsions- zur Kohäsionsenergie ab.

Demnach ist folgende Klassifikation zu empfehlen, in der die Nuklide nach steigender Kohäsionsenergie gruppiert sind:

1. J , Cs, Rb
2. Sr, Ba, Eu
3. Te, Sm, Se
4. Sn, Nd
5. Pr, Pd
6. Y , La, Ce
7. Rh, Zr, Tc, Ru, Mo, Nb.

Die in der AIPA-Studie gemachten Angaben bezüglich der Coregas-temperatur, des Partikelbruches und der Spaltproduktfreisetzung (Fig. 4 - 7, 4 - 8, 4 - 12 und 4 - 14 von Band VI) führen zu sehr hohen Spaltproduktkonzentrationen außerhalb der Brennelemente, so daß massive Kondensationseffekte auftreten und den in der Fig. 4 - 3, Band VI, angegebenen Störfallablauf sowie die in der Tabelle 4 - 10 des gleichen Bandes angegebenen Entweichfaktoren entscheidend in Frage stellen. Zur Klärung dieser Frage wurden auf der Basis des im Institut für Reaktorbauelemente der KFA entwickelten physikalischen Ablagerungsmodells mit dem Rechenprogramm "PATRAS" /11/ eingehende Untersuchungen insbesondere für die Nuklide J-131 und Cs-137 durchgeführt.

Es wurde dabei ein Ventilrohr aus ferritischem Stahl 15Mo3 mit einem Durchmesser $d = 12,8$ cm und einer Länge $l = 5$ m zugrunde gelegt. Der Gasdruck und die Gastemperatur sind aus der AIPA-Studie entnommen. Eine Ausströmgeschwindigkeit von $v = 50$ cm/sec ist für die Berechnungen angenommen worden. Die

Wandtemperatur, der Rauigkeitsgrad, d. h. das Verhältnis der wahren zu der geometrischen Oberfläche sowie die Spaltproduktkonzentration wurden dabei variiert. Über die Ergebnisse dieser Untersuchung wird ausführlich im Rahmen der Phase I berichtet. Hier werden die wesentlichen Ergebnisse zusammenfassend wiedergegeben:

- Ausgehend von den in der AIPA-Studie gemachten Angaben sind für die Nuklide Rh, Zr, Tc, Ru, Mo und Nb Freisetzungswerte zu erwarten, die außerhalb der Brennelemente zu Partialdichten bis zu ca. $5 \cdot 10^{17}$ Atome/cm³ führen. Bei Wandtemperaturen im Ventilrohr unterhalb von ca. 1500 °C kommt es infolge der massiv auftretenden Kondensationseffekte zu einem Kristallwachstum, wodurch das Ventilrohr in ca. 20 Stunden nach Einsetzen eines massiven Partikelbruchs völlig verstopft wird. Dieser Sachverhalt wird im Bild 1 illustriert.

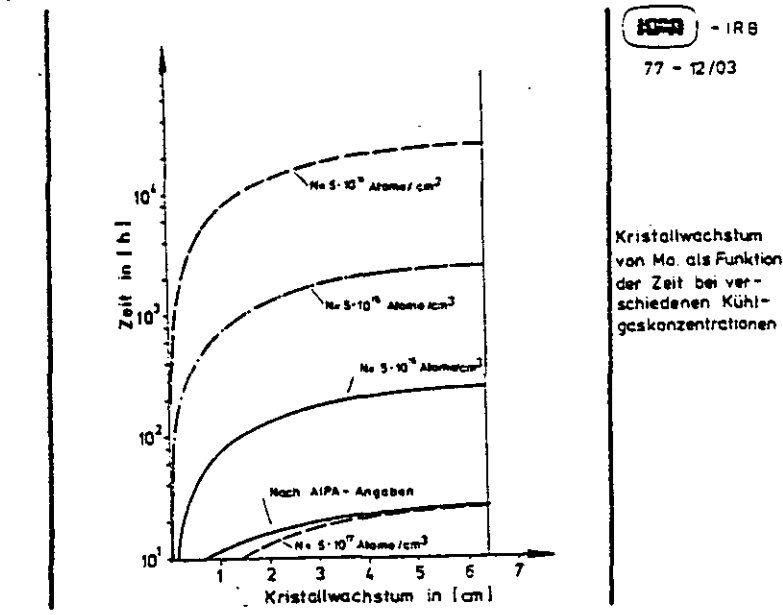


Bild 1

Hieraus ist die Zeit abzulesen, die z. B. auf Grund des Kristallwachstums von Mo bei verschiedenen Partialdichten benötigt wird, um ein Ventilrohr mit einem Durchmesser von $d = 12,8$ cm zu verstopfen.

Bleibt die Wandtemperatur unterhalb von ca. 1500 °C, so kann, wie es im Bild 1 zu sehen ist, der in der AIPA-Studie zugrundegelegte Störfallablauf nur im Falle von Partialdichten kleiner als ca. 10^{15} Atome/cm³ aufrechterhalten bleiben.

- Für die Nuklide J-131 und Cs-137 zeigte es sich, daß ausgehend von den mit dem Rechenprogramm SORS errechneten Freisetzungswerten, die zu Kühlgaskonzentrationen von $N \geq 10^{14}$ Atome/cm³ führen, der Durchlaßkoeffizient selbst bei einer Wandtemperatur von 80 °C innerhalb von ca. zwei Stunden nach Einsetzen des massiven Partikelbruchs von $\delta \approx 10^{-9}$ auf $\delta \approx 1$ für Jod und von $\delta \approx 5 \cdot 10^{-7}$ auf $\delta \approx 1$ für Cäsium ansteigt. Daraus folgt, daß die in der AIPA-Studie eingesetzten Entweichfaktoren bzw. Durchlaßkoeffizienten von rund

$$3 \cdot 10^{-4} \text{ für Cäsium}$$

und

$$4 \cdot 10^{-4} \text{ für Jod}$$

als zu extrem optimistisch anzusehen sind.

Die Situation ist jedoch wesentlich günstiger, wenn man von Kühlgaskonzentrationen von ca. $N = 10^{12}$ Atome/cm³ ausgeht, die nach neueren Erkenntnissen als realistischer anzusehen sind.

Dieser Sachverhalt wird im Bild 2 illustriert. In diesem Bild wird der Verlauf des Durchlaßkoeffizienten (Entweichfaktor) für die Nuklide Jod (Kurve 1, 1a und 1b) und Cäsium (Kurve 2, 2a und 2b) während des Störfalles wiedergegeben. Die Abszisse gibt die Zeit in Stunden an, die nach Öffnung des Druckentlastungsventils verstrichen ist. Hierbei wurden eine Wandtemperatur von $T_w = 80$ °C und ein Rauigkeitsfaktor von $K = 1000$ zugrundegelegt.

Die Kurven 1 bzw. 2 zeigen den Verlauf des Durchlaßkoeffizienten für J-131 respektive Cs-137 von dem Zeitpunkt der Öffnung des Druckentlastungsventils bis zum Einsetzen des massiven Partikelbruchs. Die Zeiten τ_1 bzw. τ_2 markieren den Übergang von der

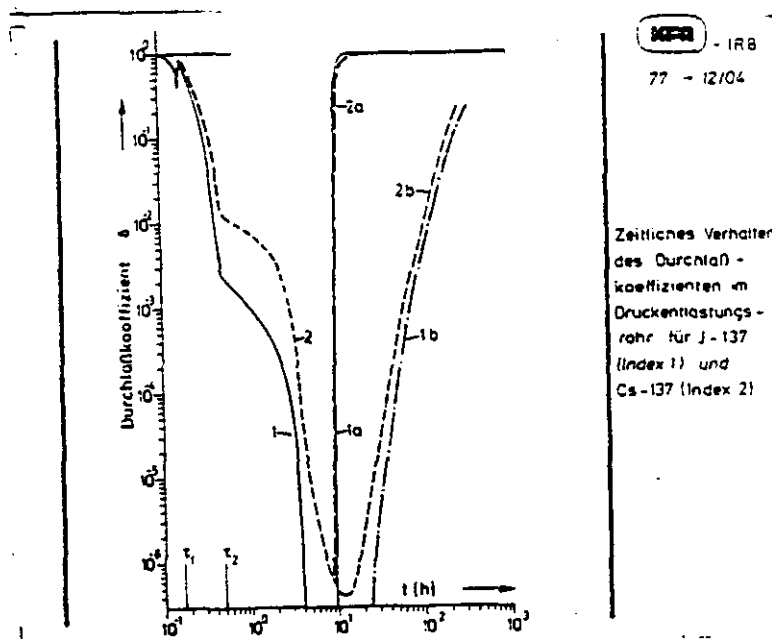


Bild 2

turbulenten zur laminaren Strömung bzw. das Erreichen des Druckausgleiches zwischen Primärkreis und Containment (Enddruck ca. 2 bar). Die Kurven 1a bzw. 2a geben den Verlauf des Durchlaßkoeffizienten für J-131 bzw. Cs-137 wieder, der sich nach dem Einsetzen des massiven Partikelbruchs ergibt, wenn dabei Kühlgaskonzentrationen $N \geq 10^{14}$ Atome/cm³ erreicht werden. Die Kurven 1b bzw. 2b sind repräsentativ für den Durchlaßkoeffizienten von J-131 bzw. Cs-137, wenn nach dem Einsetzen des massiven Partikelbruchs Kühlgaskonzentrationen $N = 10^{12}$ Atome/cm³ erreicht werden. Es soll hier nochmals darauf hingewiesen werden, daß die Kurven der Abbildung 2 für eine Wandtemperatur von 80 °C gelten. Würde man eine für den Störfallablauf realistischere Wandtemperatur von $T_w = 800$ °C ansetzen, so blieben die Verhältnisse für Cs-137 infolge der bei dieser Wandtemperatur auftretenden Cs-Diffusion ins Wandmaterial erhalten, jedoch nicht für J-131. In diesem Falle ergäbe sich, unabhängig vom Partialdruck, ein Durchlaßkoeffizient für J-131 von $\delta \approx 1$.

3.3 Dampfeinbruch

Plate-out-Probleme sind in der Studie bei der Behandlung dieses

Störfalles nicht angesprochen. Aus Laborversuchen gibt es Hinweise dafür, daß die Auswaschung der auf der Wandoberfläche adsorptiv gebundenen Anteile der abgelagerten Spaltprodukte, bis auf die Ag-Isotope, die im Wasser nicht löslich sind, im Primärkreis durch Dampf erheblich sein kann. Es ist daher nicht auszuschließen, daß die errechneten Konsequenzen zu niedrige Werte haben. Je nach den speziellen Störfallbedingungen und der Auslegung der Anlage kann der durch den Dampf ausgewaschene Aktivitätsanteil nach vorläufiger Schätzung im prozentualen Bereich, im Extremfall je nach der Zahl der Loops bis zu ca. 50 % der im Primärbereich abgelagerten Aktivität liegen.

3.4 Druckentlastung

Die Beschreibung dieses Störfalles durch die Gleichungen (5-9) bis (5-11) in Band VI ist nicht zulässig. Die Aussagen zum Rechenprogramm RAD, die in dem Abschnitt 2.1 gemacht wurden, sind auch hier voll zu übernehmen. Der Versuch, durch die Einführung eines sogar konstant angesetzten Koeffizienten r_d (removal rate für Plate-out auf Staub) die Wechselwirkung Staub-Spaltprodukte in mobilen Medien zu erfassen, führt unweigerlich zu beliebig falschen Ergebnissen.

Bei den in HTR's vorliegenden Strömungs- und Temperaturverhältnissen treten Staubpartikel in keine nennenswerten Wechselwirkungen mit der Wandoberfläche der eingesetzten Werkstoffe ein. Die Staubpartikel sind als im Trägergas suspendierte Partikel anzusehen, die sich an Staupunkten anlagern und dort hauptsächlich kontaminiert werden können /12/. Untersuchungen, durchgeführt für den AVR-Reaktor /7/, den PR-500 /9/ und für die PNP-3000-Anlage /12/ lieferten, übertragen auf die AIPA-Studie, folgendes Ergebnis:

- Der Anteil der an den im Trägergas suspendierten Staubpartikeln gebundenen Aktivität kann maximal bis zu 1 % der Kühlgasaktivität des betrachteten festen Spaltproduktes betragen.
- Die an Staupunkten des Primärkreises infolge Staubanlagerung und lokaler Staubkontamination über eine Zeit von 40 Jahren

akkumulierte und an Staub gebundene Aktivität macht nur einen geringfügigen Bruchteil von ca. 0.3 ‰ der Plate-out-Aktivität des betrachteten festen Spaltproduktes aus.

- Der Desorptionsanteil beträgt innerhalb der ersten 6 Minuten ca. das 10^{-5} - 10^{-6} -fache der Plate-out-Aktivität.

Die auf Seite 5 - 55, Band VI festgelegten Fälle sind daher als extrem pessimistisch anzusehen.

Literatur:

- /1/ N. Iniotakis; H. Gottaut; K. Münchow
Theoretische Interpretation der Ablagerungs-
untersuchungen im Reaktorexperiment Vampyr
Reaktortagung des DATF⁺, Berlin. (1974)

- /2/ N. Iniotakis; K.H. Münchow
Theoretische Auswertung und Interpretation
der Ablagerungsuntersuchungen in den Reaktor-
experimenten Vampyr/AVR und Saphir/Pégase
Reaktortagung des DATF⁺, Nürnberg (1975)

- /3/ N. Iniotakis
Dissertation. (in Vorbereitung)

- /4/ N. Iniotakis; J. Malinowski; K. Münchow
Initial results of investigations into fission
product deposition in in-pile experiments
Nuclear Engineering and Design 34 (1) 169 (1975)

- /5/ C.B. von der Decken; H. Gottaut; J. Malinowski;
K.H. Münchow; W. Esler
Das Bestrahlungsexperiment Saphir im Reaktor
Pégase in Cadarache
Reaktortagung des DATF⁺, Karlsruhe (1973)

- /6/ Engelhard; Gilli; Mehrens; C.B. von der Decken;
H. Gottaut; J. Malinowski; K.H. Münchow
Das Reaktorexperiment Vampyr im AVR
Reaktortagung des DATF⁺, Karlsruhe (1973)

- /7/ C. B. von der Decken; N. Iniotakis; K.H. Münchow
Behaviour of fission products in case of a
depressurisation accident
CSNI Specialist meeting on High Temperature
Gas-Cooled Reactor Safety
- /8/ H. Gottaut; N. Iniotakis; J. Malinowski;
K.H. Münchow; B. Sackmann
Das Programm Spaltproduktablagerung im IRB
der KFA Jülich
KTG-Fachtagung "Spaltproduktfreisetzung bei
Reaktorstörfällen", Karlsruhe, Juni 1976
- /9/ C.B. von der Decken; N. Iniotakis; K. Petersen;
M. Schäfer
Spaltproduktverhalten im Primärkreis des PR-500
KTG-Fachtagung "Spaltproduktfreisetzung bei
Reaktorstörfällen", Karlsruhe, Juni 1976
- /10/ N. Iniotakis
Filterkonzept für Spaltprodukte im Hauptkühl-
kreislauf von HTR's
Jül-1353
- /11/ N. Iniotakis
"PATRAS", ein Rechenprogramm zur Berechnung des
Transportes und der Ablagerung von Spaltprodukten
im Primärkreis von Hochtemperaturreaktoren beim
Normalbetrieb und bei Störfällen
Jül-Report (in Vorbereitung)

- /12/ N. Iniotakis; C.B. von der Decken
Verhalten von Staub in Hochtemperaturreaktoren
und seine Wechselwirkung mit Spaltprodukten
Jül-144o
- /13/ T.S. Kress; F.H. Neill
A model for fission product transport and deposition
under isothermal conditions
ORNL-TM-1274 (1965)
- /14/ F.H. Neill; D.L. Gray; T.S. Kress
Iodine transport and deposition in a high-temperature
helium loop
ORNL-TM-1386 (1966)
- /15/ HTGR accident initiation and progression analysis
status report;
prepared under contract E (o4-3) - 167
project agreement No 51 for the San Francisco
Operations Office U.S. Energy Research and
Development Administration
GA-A 13617, UC-77
- /16/ Schenker E.; Loewenschuss H.; Ullrich G.;
Wiedemann K.H.
De'veloppement d'une méthode de dékontamination
du circuit primaire d'un réacteur HNT
IAEA-SM-200/4

⁺ Zentralstelle für Atomkernenergie-Dokumentation (ZAED).
Kernforschungszentrum Karlsruhe, 7501 Leopoldshafen,
Kernforschungszentrum

20. SPALTPRODUKTVERHALTEN IM CONTAINMENT

BONNENBERG + DRESCHER, ALDENHOVEN

H. GEISER, W. WEYER

Inhaltsübersicht:

	Seite
1. Einleitung	1
2. Containmentmodell	2
3. Spaltproduktgruppen	7
4. Aktivitätsquellen	8
5. Aktivitätsabbau in der Nachunfall- atmosphäre	10
6. Unberücksichtigte Phänomene	14
6.1 Funktionsfähigkeit der Filteranlagen	14
6.2 Ablagerung durch natürliche Abbauprozesse	16
6.3 Einfluß der Nachzerfallswärme	20
7. Auswirkungen der Datenunsicherheiten auf die atmosphärische Freisetzung	21
8. Einschätzung der AIPA-Resultate	25
9. Erforderliche weitere Untersuchungen	27
Literaturverzeichnis	28

Verzeichnis der Abbildungen und Tabellen:

Abb. 1: TDAC-Flußdiagramm der Aktivitäten	4
Abb. 2: Darstellung von Nuklidketten im Programm TDAC	5
Abb. 3: Darstellung des zeitabhängigen Aktivi- tätsinput	6
Abb. 4: Modell für die Leckrate in die Umgebung bei undichtem Containment	13
Tab. 1: In der AIPA-Studie verwendete Eingabedaten zur Abschätzung der Ablagerungsraten	11
Tab. 2: In der AIPA-Studie verwendete Eingabedaten zur Berechnung der Leckraten aus dem Con- tainment in die Umgebung	11
Tab. 3: Ablagerungsgeschwindigkeiten für die Ab- lagerung von Jod auf verschiedenen Materi- alien nach in Sand /4/ zusammengestellten Experimenten	18
Tab. 4: Störfalldosen (30 d LPZ) nach AIPA Band VI für drei charakteristische Störfallabläufe	21
Tab. 5: Reduktion der Spaltproduktfreisetzung durch die Containmentrückhaltung für drei charak- teristische Störfallabläufe	22
Tab. 6: Wesentliche Eingabedaten zur Berechnung der Containmentrückhaltung und Unsicherheitsfak- toren nach AIPA	22

1. EINLEITUNG

Als Folge von Coreaufheizstörfällen und Druckentlastungen des Primärkreises werden Spalt- und Aktivierungsprodukte in das Containment freigesetzt. Dabei hat die Rückhaltung von Spaltprodukten im Containment des Reaktors große sicherheitstechnische Bedeutung. Die freigesetzte Aktivität wird bei weitgehend intaktem Containment durch natürliche Abbauprozesse und durch funktionierende Filteranlagen erheblich reduziert. Erst bei Ausfall der Dichthaltefunktion des Containments ist mit einer größeren Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung zu rechnen.

Der Spaltprodukttransport aus dem Primärkreis in das Containment und von dort über Leckagen in die Umgebung stellt daher einen wichtigen Zwischenschritt auf dem Weg von der Quelle (dem Core des Reaktors) zum Empfänger (dem Menschen in der Umgebung) dar. Bei diesem Zwischenschritt wird im allgemeinen eine merkliche Reduktion zwischen primärseitig aus dem Spannbetonbehälter in das Containment austretender und sekundärseitig durch die Sicherheitshülle freigesetzter Aktivität erreicht. Durch Angabe eines solchen Reduktionsfaktors = sekundäre/primäre Aktivitätsfreisetzung kann die Wirksamkeit der Rückhaltung durch das Containment charakterisiert werden.

Die in der AIPA-Studie angegebenen Reduktionsfaktoren für die Rückhaltung von Spaltprodukten im Containment werden im folgenden diskutiert. Dabei werden die bei der Behandlung der sekundären Freisetzung wesentlichen Eingabedaten und Störfallannahmen zusammengestellt.

Die entsprechende Problematik ist hauptsächlich in Band VI, Kapitel 3.5 und Kapitel 4 der AIPA-Studie abgehandelt. Alle Kommentare beziehen sich deshalb auf die entsprechenden Kapitel der AIPA-Studie, ohne daß diese fortlaufend zitiert wird.

2. CONTAINMENTMODELL

Das in der AIPA-Studie vorgestellte Containment-Modell lehnt sich in der Methodik zur Berechnung von Spaltproduktfreisetzungen in die Umgebung an das im Rasmussen-Report (WASH-1400) beschriebene Modell für die Leichtwasserreaktoren an /1/. Die entscheidenden Größen zur Bestimmung der Quellstärken für Ausbreitungsrechnungen sind die Spaltproduktkonzentrationen in der Containmentatmosphäre und die Leckraten durch die Sicherheitshülle in die Umgebung. In dem Modell wird das zeitliche Verhalten der Spaltprodukte in der Containmentatmosphäre wie folgt beschrieben:

$$\text{Aktivitätsänderung in der Containmentatmosphäre} = \sum_i \text{sämtlicher Quellstärken} - \sum_{i,j} \text{Abbaüraten durch Leckage, Ablagerung, Zerfall}$$

formelmäßig ausgedrückt:

$$\frac{dC_i}{dt} = Q_i(t) - \sum_j \lambda_{ij} C_i - \alpha_i C_i$$

Hierbei bedeuten:

C_i : Spaltproduktaktivität des Nuklids i in der Containmentatmosphäre

Q_i : Quellstärke infolge primärer Freisetzung aus dem SBB in die Containmentatmosphäre

λ_{ij} : Abbaukonstante durch den Mechanismus j

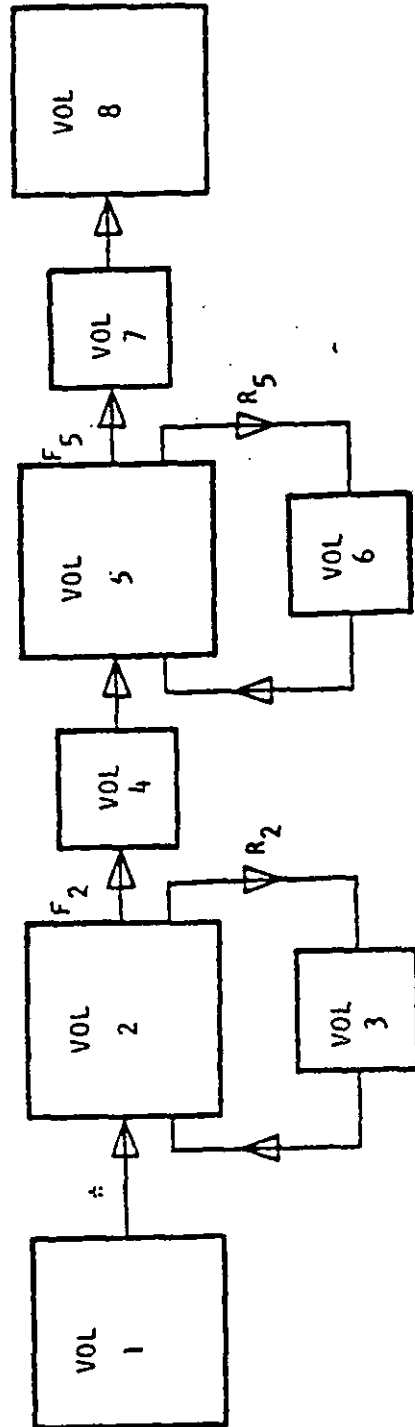
α_i : Leckage durch die Sicherheitshülle in die Umgebung

Aus den Anfangsbedingungen bei Störfalleintritt lassen sich durch entsprechende Integration die zeitabhängigen Aktivitätsinventare im SBB, in der Containmentatmosphäre, auf den Ober-

flächen des Reaktorschutzgebäudes und in der freien Atmosphäre der Umgebung berechnen. Für solche Rechnungen ist das analytische Computer-Programm TDAC entwickelt und angewandt worden /2/.

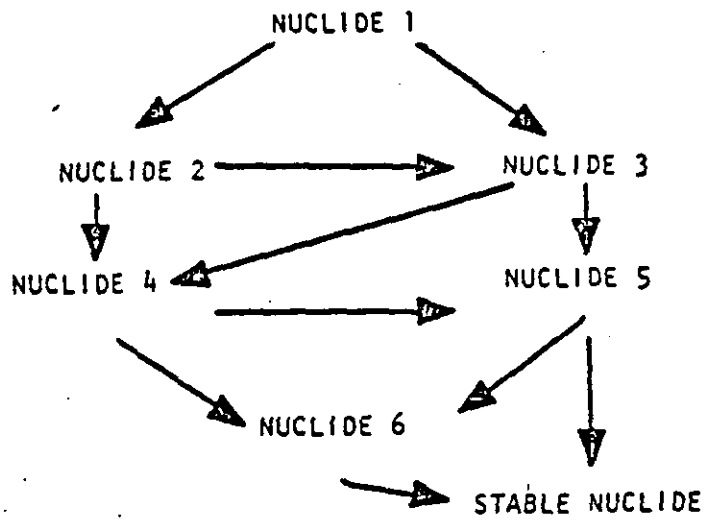
Die schematische Vorgehensweise des Programms TDAC zur Beschreibung der Spaltproduktfreisetzung ist aus Abb. 1 ersichtlich. Der Freisetzungspfad zerfällt in zwei gleichstrukturierte Blöcke mit den großen zentralen Aktivitätsvolumina V_2 (Primärkreis) und V_5 (Containmentatmosphäre). Das Volumen V_8 stellt dabei die freie Umgebung des Reaktors dar. Die aus dem SBB in die Containmentatmosphäre austretende Aktivität (von V_4 in V_5) kann einerseits durch Umwälzfiltersysteme (Kreislauf über V_6), andererseits durch Leckagen in die Umgebung V_8 über das Volumen V_7 (Störfallfilter, Plateout) abgebaut werden. Der radioaktive Zerfall wird dabei allen Aktivitätsflüssen überlagert. In TDAC können Zerfallsketten mit bis zu 5 Tochternukliden berücksichtigt werden (Abb. 2).

Während eines bestimmten Zeitintervalls werden alle Quell- und Abbauterme als konstant angenommen und die Differentialgleichungen entsprechend der vorliegenden Anfangsbedingungen gelöst. Durch hinreichend eng liegende Zeitintervalle erhält man die Lösung des Problems durch stückweise Integration (Abb. 3).

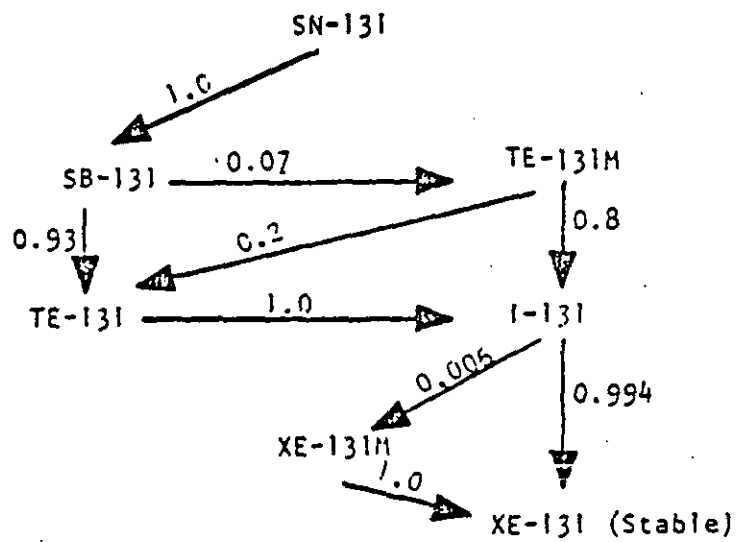


* Time-dependent input of nuclide activity from Volume 1 to Volume 2

Abb.1: TDAC Flußdiagramm der Aktivitäten

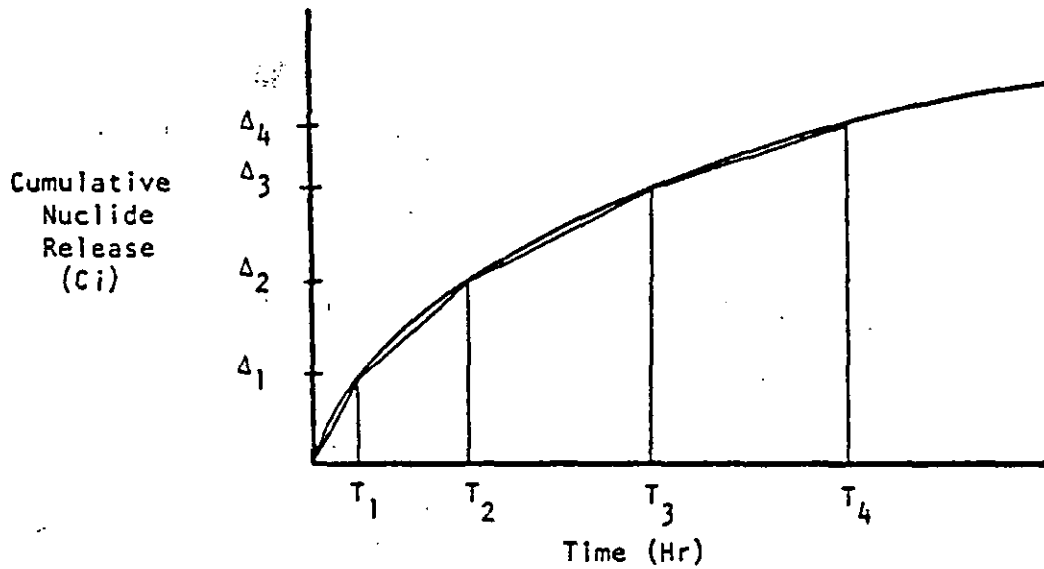


(a) General Six-Nuclide Chain



(b) Example of actual chain

Abb. 2: Darstellung von Nuklidketten im Programm TDAC



<u>Release Interval (Hr)</u>	<u>Release (Ci)</u>	<u>Release Rate (Ci/Hr)</u>
$0 - T_1$	Δ_1	Δ_1/T_1
$T_1 - T_2$	$\Delta_2' - \Delta_1$	$(\Delta_2 - \Delta_1)/(T_2 - T_1)$
$T_2 - T_3$	$\Delta_3 - \Delta_2$	$(\Delta_3 - \Delta_2)/(T_3 - T_2)$
$T_3 - T_4$	$\Delta_4 - \Delta_3$	$(\Delta_4 - \Delta_3)/(T_4 - T_3)$

Abb. 3: Darstellung des zeitabhängigen Aktivitätsinput

3. SPALTPRODUKTGRUPPEN

Bei der Freisetzung in die Umgebung werden entsprechend den chemischen und physikalischen Eigenschaften folgende Nuklidgruppen unterschieden:

- Edelgase
- Halogene (anorganische + organische Verbindungen)
- Aerosolpartikel

Diese Klassifizierung ergibt sich aus dem unterschiedlichen Verhalten gegenüber der Wirksamkeit von Filteranlagen und bei der Ablagerung im Containment durch Plateout und Fall-out. Bei den Halogenen ist der organische Anteil (ca. 1 % Methyljodid) abweichend vom Rasmussen Report nicht gesondert behandelt, sondern lediglich durch modifizierte Angaben bei der Rückhaltung durch Filteranlagen berücksichtigt worden.

4. AKTIVITÄTSQUELLEN

Neben der Freisetzung aus dem SBB in die Containmentatmosphäre werden in der AIPA-Studie folgende Quellterme diskutiert:

- Desorption von Oberflächen innerhalb des Reaktorschutzbäudes
- Desorption von in der Nachunfallatmosphäre befindlichen Aerosolen
- Abdampfen aus Flüssigkeiten (z.B. von Kondenströpfchen oder benetzten Oberflächen)
- Radioaktiver Zerfall von Vorläufernukliden

Im Rechenprogramm TDAC ist die Berücksichtigung von Vorläufernukliden bis zu 5 Vorläufern vorgesehen (s. Abb. 2). Die in der Studie angegebenen Freisetzungen für das Edelgas Xe-133, das den Hauptaktivitätsbeitrag zur Edelgasfreisetzung liefert, zeigen jedoch, daß der Beitrag des entsprechenden Jodvorläufers J-133 nicht ausreichend berücksichtigt wurde (Bd. VI, Abb. 4-13). Anderenfalls müßten bereits die primären Freisetzungen von Xe-133 aus dem SBB in der Containmentatmosphäre um ca. 50 % höher ausfallen als in Abb. 4-13 angegeben wird. Nach unseren bisherigen Vergleichsrechnungen beträgt der Anteil des Xe-133 (bzw. Xe-133 m) bei Berücksichtigung des Jodvorläufers J-133 nach 20 h das 1,4 fache des Anfangsinventars. Es ist daher unklar, inwieweit bei den übrigen Spaltprodukten der Einfluß von Vorläufernukliden berücksichtigt worden ist.

Die übrigen Quellterme, die aus Desorption oder Abdampfen resultieren, werden nicht explizit behandelt. Zusammen mit den entsprechenden im folgenden aufgeführten Ablagerungsmechanismen Adsorption und Kondensation werden die Beiträge dieser Quellterme zu einer effektiven Ablagerungskonstanten zusammengefaßt. Dadurch wird eine einfache analytische Beschreibung der Freisetzungen erreicht. Diese störfallinvariante Beschreibung des Spaltproduktverhaltens verzichtet auf eine Diskussion des

Einflusses von Druck und Temperatur im Containment. Beim derzeitigen Kenntnisstand und den Unsicherheiten der Materialdaten zur Desorption ist eine solche Vorgehensweise durchaus gerechtfertigt, da selbst beim schnellen Druckentlastungsstörfall laut Sicherheitsbericht /3/ nur kurzzeitig Containmenttemperaturen über 150°C auftreten.

Bei Heißgasaustritt sinkt die konservativ abgeschätzte Maximaltemperatur von 385°C laut Sicherheitsbericht bereits nach 15 min auf 110°C ab. Merkliche Desorption setzt beim leichtflüchtigen Jod jedoch erst bei Temperaturen ab 300°C bis 500°C ein. Daher sind die Beiträge dieser zusätzlichen Quellterme in den ersten 50 h des Störfallablaufs vernachlässigbar.

5. AKTIVITÄTSABBAU IN DER NACHUNFALLATMOSPHERE

Zur Behandlung des Aktivitätsabbaus aus der Nachunfallatmosphäre werden in der AIPA-Studie folgende Ablagerungs- und Rückhaltefunktionen diskutiert:

- Radioaktiver Zerfall
- Plateout auf Containmentoberflächen
- Fallout innerhalb des Containments
- Sorption auf in der Nachunfallatmosphäre schwebenden Aerosolen
- Kondensation
- Leckagen in die Umgebung oder in das Hilfsanlagengebäude
- Abbau durch Filtersysteme

Bei der späteren Auswertung werden neben dem radioaktiven Zerfall vor allem die dominierenden Abbauwirkungen von Filtersystemen und Plateoutmechanismen bei der Berechnung berücksichtigt. Die übrigen Prozesse durch natürliche Ablagerungsvorgänge wie Fallout, Sorption, Kondensation sind mit der Plateoutabbaurate zu einer Gesamtrate zusammengefaßt. Die bei der Berechnung benutzten Eingabedaten sind in Tab. 1 dargestellt.

Die Angaben für den Umluftfilterdurchsatz mit 100 %/h sind um einen Faktor 5 zu hoch angesetzt. Zwar werden laut Sicherheitsbericht /3/ ca. 100 000 m³/h umgewälzt (3 x 50 % zu je 70 000 m³/h), jedoch gelangt nur ein Teil in einem Bypass zur Umluftfilteranlage (ausgelegt zu 2 x 100 % mit je 10 000 m³/h). Die volle Filterwirksamkeit kann daher selbst bei voller Funktion aller Anlagen zu höchstens 20 %/h angesetzt werden.

Für den Aktivitätsabbau durch natürliche Abbauprozesse (Plateout, Sedimentation usw.) wird eine integrale Abbaurate von 140 %/h angegeben und schließt alle Nuklide (außer Edelgase) und alle natürlichen Abbauprozesse ein. Auffallend ist, daß diese Abbaurate fast identisch mit der in WASH-1400, App. VII angegebenen Abbaurate für molekulares Jod ist. Dort wird bei nasser Ablagerung und einer hohen Aktivitätskonzentration in der

	Mittlerer Wert	Toleranzintervall
Durchsatz der Umwälzfiltersysteme	100 %/h	(50 - 200 %/h)
Rückhaltung der Filtersysteme für: Jod	95 %	90 - 96 %
Partikel	99 %	98 - 99 %
Abbaurrate durch natürliche Ablagerungsprozesse (Plate-out, Fallout)	140 %/h	10 - 1400 %/h

Tab. 1: In der AIPA-Studie verwendete Eingabedaten zur Abschätzung der Ablagerungsraten

Leckrate bei intaktem Containment	0,25 %/d*	(Toleranz: 0,01-0,5 %/d*)
Leckrate bei undichtem Containment		
0-1 h	580 %/h	
1-2 h	12 %/h	
2-8 h	5,2 %/h	
8-16h	0,48 %/h	
16h	0,04 %/h	
Freisetzungshöhe	0,3 m	(Unsicherheitsfaktor 1/70-70)

*korrigierter Wert

Tab. 2: In der AIPA-Studie verwendete Eingabedaten zur Berechnung der Leckraten aus dem Containment in die Umgebung

Nachunfallatmosphäre eine Abbaurate von 138 %/h angegeben. In der Rasmussen-Studie wird allerdings unterstellt, daß nach Abbau der Jodkonzentration auf 1 % des Maximalwertes der Abbauprozess zum Erliegen kommt, da der restliche Anteil im wesentlichen aus organischen Jodverbindungen besteht, die sich einer weiteren Ablagerung und Filterung größtenteils widersetzen. Diese konzentrationsabhängige Änderung der Ablagerungsrate bleibt in der AIPA-Studie unberücksichtigt. Es wird angenommen, daß die volle Ablagerungsstärke während des gesamten Störfallablaufes konstant bleibt.

Die Behandlung von Leckagen aus dem Sicherheitseinschluß in die Umgebung wird bezüglich des zeitlichen Freisetzungsvorganges differenzierter betrachtet. In Tab. 2 sind die zugrundegelegten Leckraten für den Austritt von Edelgasen in die Umgebung zusammengestellt. Während bei intakter Sicherheitshülle angenommen wird, daß während des Störfalles 0,25 %/d des Gasvolumens in die Umgebung gelangen, wird bei undichter Hülle eine zunächst stärkere, dann allmählich absinkende Ausströmrate angenommen. Die wesentlichen Modellannahmen für die Dynamik des Ausströmvorganges sind in Abb. 4 dargestellt (AIPA Bd. II). Im Sicherheitsbericht ist bei der Abschätzung eines Druckentlastungsstörfalles eine Aktivitätsleckage von 0,3 %/d zugrundegelegt, die gut mit den AIPA-Annahmen übereinstimmt. In der AIPA-Studie werden ausschließlich solche Fälle diskutiert, bei denen die Sicherheitshülle durch Versagen von Containmentabsperrrventilen undicht wird. Mögliche andere Beschädigungen der Sicherheitshülle durch thermische oder mechanische Belastungen, die u.U. zu größeren Aktivitätsleckagen führen, werden nicht explizit betrachtet.

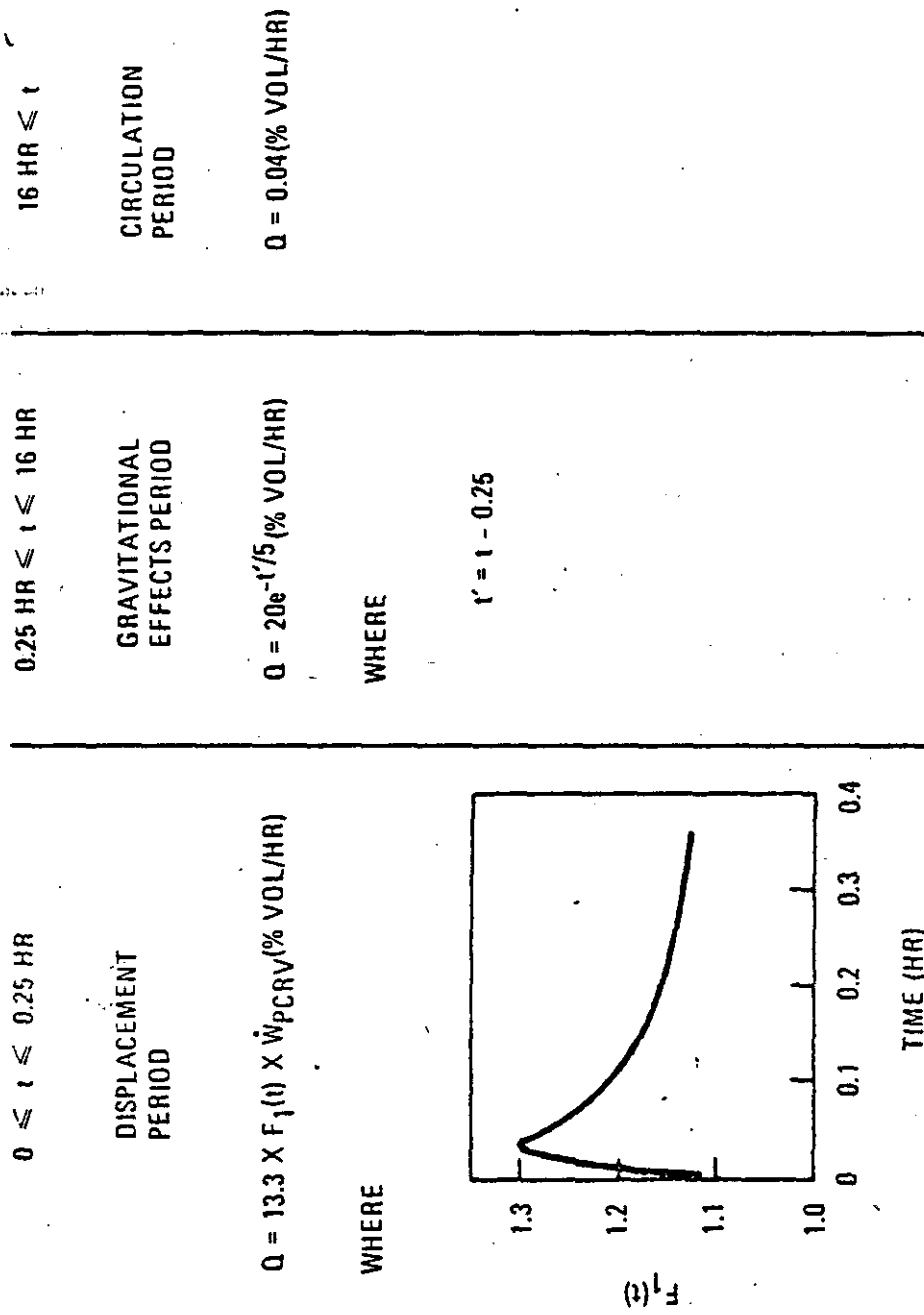


Abb. 4: Modell für die Leckrate in die Umgebung bei undichtigem Containment

6. UNBERÜCKSICHTIGTE PHÄNOMENE

Bei der in der AIPA-Studie angewandten Methodik zur Bestimmung der sekundären Spaltproduktfreisetzung aus dem Containment in die Umgebung werden mehrere Vorgänge während des Störfallablaufs nicht berücksichtigt, die unter Umständen jedoch wesentliche Auswirkungen auf die Umgebungsbelastung haben können. Zu diesen Effekten gehören insbesondere:

- Funktionsfähigkeit der Filteranlagen
- Konzentrationsabhängigkeit der Ablagerungsraten bei natürlichen Abbauprozessen (Plateout)
- Einfluß der Nachzerfallswärme
- Einfluß von Druck- und Temperaturverlauf

Alle diese Einflußgrößen ändern sich während des Störfalles mit der Zeit und können ohne detaillierte Kenntnisse über den Störfallablauf nicht ausreichend berücksichtigt werden.

6.1 Funktionsfähigkeit der Filteranlagen

In der AIPA-Studie wird über die Funktionsfähigkeit der Filteranlagen unter Störfallbedingungen keine Aussage gemacht. Vielmehr liegt der Aktivitätsabbaurechnung die Annahme einer vollen Filtertätigkeit und Filterwirksamkeit während des gesamten Störfallablaufes zugrunde (z.B. LOSP, BD).

Lediglich eine Unsicherheit um einen Faktor 2 wird für den Gasdurchsatz unterstellt. Es muß jedoch damit gerechnet werden, daß selbst bei voller Verfügbarkeit der elektrischen Versorgung dieser Anlagen allmählich mit einer Erschöpfung der Filterkapazität gerechnet werden muß. Bei Anfall von größeren Aktivitätsmengen insbesondere von Jod und Cäsium in der Containmentatmosphäre werden diese sehr schnell in den Filteranlagen abgelagert. Dadurch entsteht innerhalb kurzer Zeit eine thermische Überbeanspruchung des Filters durch die anfallende Nachzerfallswärme der zurückgehaltenen Spaltprodukte,

die je nach primärer Freisetzung bis zu einigen MW betragen kann.

Höhere Filtertemperaturen bewirken eine Desorption insbesondere des Jods. Außerdem wird die Sorptionsfüllung der Filterbetten zunehmend oxidiert. Dies kann schließlich zu einer Entzündung der speziellen Sorptionsmittel (z.B. AC-6120) führen, obwohl bei Hochtemperaturreaktoren die herkömmlichen KJ- und TEDA-imprägnierten Aktivkohlen wegen Desorption und Brandgefahr (Entzündungsprodukt 190°C) nicht eingesetzt werden. Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß die Umluftfilteranlagen des Containments bei Auslegungstörfällen, bei denen relativ niedrige Spaltproduktkonzentrationen zu beherrschen sind, hohe Abscheidegrade zeigen. Bei Coreaufheizstörfällen mit einer massiven Spaltproduktfreisetzung wird die Filterwirksamkeit mit zunehmender Beladung rasch erschöpft. Im ungünstigsten Fall kann dabei die gesamte, bereits im Filter abgelagerte Aktivitätsmenge wieder in die Containmentatmosphäre (beim Umluftfilter) oder in die Umgebung (beim Abluftfilter) abgegeben werden. Die in der AIPA-Studie zugrundegelegten Abscheidegrade von 95 % - 99 % für Radiojod entsprechen zwar den Auslegungswerten (USAEC Regulatory Guide 1.52) bei Auslegungstörfällen, können hier aber in dieser Höhe nicht angesetzt werden. Allerdings ist der Kenntnisstand über Desorptionsverhalten bei Filtererschöpfung und Filteraufheizung noch wenig weit fortgeschritten. In /5/ werden Desorptionsraten von 35 % bei Temperaturen von 200°C innerhalb von 12 d angegeben. Allerdings beziehen sich diese Daten auf völlig andere Sorptionsmaterialien.

Auf die Diskrepanz bzgl. der Angaben über die Durchsatzmengen der Umluftanlage und der Umluftfilteranlage wurde bereits im vorigen Abschnitt hingewiesen. Darüberhinaus wird beim AIPA-Referenzstörfall "Ausfall der gesamten Stromversorgung" (LOSP) gleichzeitig aber von einer vollen Funktionsfähigkeit der Filteranlagen ausgegangen. Nach /6/ sind die Filteranlagen

an die redundant ausgelegten Notstromdiesel angeschlossen, die gleichzeitig die Nachwärmeabfuhrsysteme versorgen. Die Filteranlagen schalten sich normalerweise bei Anfall von Aktivitäten in der Containmentatmosphäre automatisch ein. Bei einem hypothetischen Störfall mit totalem Stromausfall sollte daher auch ein möglicher Ausfall der Filteranlagen mitberücksichtigt werden; bei Versagen der Diesel muß ein Ausfall der Filteranlagen angenommen werden.

6.2 Ablagerungsraten durch natürliche Abbauprozesse

Bei der Abschätzung der Ablagerungsraten durch natürliche Abbauprozesse wird in der AIPA-Studie mit einer sehr großen Abbaurate von 140 %/h gerechnet. Wie bereits im vorigen Abschnitt erwähnt, entspricht dieser Wert dem der WASH-1400 Sicherheitsstudie für die nasse Ablagerung bei hohen Jod- und Aerosolenkonzentrationen.

Im WASH-1400 wird bei dieser Ablagerungsrate die Anwesenheit von Wasserdampf in der Sicherheitsbehälteratmosphäre vorausgesetzt. Dies hat insofern einen positiven Einfluß auf die Ablagerung, als die Spaltprodukte an den Oberflächen der Wassertropfen kondensieren oder sich ablagern können. Die Gegenwart von Nebeltropfen vergrößert die zur Ablagerung zur Verfügung stehende Containmentoberfläche erheblich. Bei manchen Spaltprodukten wirkt die Gegenwart von Wasserdampf nachteilig, wenn die Desorptionsfähigkeit heraufgesetzt wird.

In der Nachunfallatmosphäre im Containment eines HTR findet eine Ablagerung von Spaltprodukten in einer eher trockenen He/Luft-Atmosphäre bei verglichen mit LWR-Störfällen in der Frühphase des Störfalles (bis ca. 5 h) viel geringeren Aktivitätskonzentrationen statt.

Die Möglichkeit einer Koagulation von Spaltprodukten mit Wassertropfen, die anschließend zu einer gravitationsbedingten Sedimentation führt, scheidet als Ablagerungsmechanismus bei

HTR-Störfällen praktisch aus. Aber gerade diesem Mechanismus wird in der Frühphase von LWR-Coreschmelzstörfällen eine hohe Ablagerungsfähigkeit zugeschrieben. Hinzu kommt, daß das Partikelspektrum von Spaltprodukten in der HTR-Nachunfallatmosphäre vermutlich geringer sein wird (langsame Erzeugung durch Diffusionsprozesse) als in der LWR-Nachunfallatmosphäre (Erzeugung durch heftiges Sieden der Coreschmelze). Dies sind allerdings unsere Vermutungen, die noch bestätigt werden müssen, wie überhaupt alle Angaben über die Zusammensetzung einer HTR-Nachunfallatmosphäre.

In WASH-1400 wird bei einer Verdünnung der Spaltproduktkonzentration in der Nachunfallatmosphäre gleichzeitig auch von einem Absinken der integralen Ablagerungsrate von anfänglich 138 %/h auf 13 %/h ausgegangen. Angesichts der in der AIPA-Studie angesetzten geringen Spaltproduktkonzentration in der Containmentatmosphäre erscheint die Ablagerungsrate von 140 %/h um mindestens einen Faktor 10 zu hoch. Einen Hinweis dazu ergeben Ergebnisse von Ablagerungsexperimenten mit Jod auf verschiedenen Oberflächen, die im SAND-Report /4/ zusammengestellt sind. Tab. 3 zeigt eine Zusammenstellung von gemessenen Ablagerungsgeschwindigkeiten v_d , aus denen sich die Ablagerungsrate im Containment näherungsweise zu

$$\lambda = \frac{v_d \cdot A}{V}$$

mit

A = Containmentoberfläche

V = Containmentvolumen

v_d = Ablagerungsgeschwindigkeit

λ = Ablagerungsrate

abschätzen läßt. Aus den im Sicherheitsbericht /3/ angegebenen Abmessungen des Reaktorschutzgebäudes und des SBB erhält man ein Volumen V von ca. 56 000 m³ und eine Oberfläche von 16 000 m² bei glatten Wänden. Bei Berücksichtigung der Inneneinbauten und der gerippten Außenfläche des SBB kann der dop-

Ref.	Exposure Time (min)	Iodine Vapor Concentration ($\mu\text{g}/\text{m}^3$)	Atmosphere	Temperature (°C)	Iodine Sorption Coefficient on Indicated Surface ($0.01 \text{ cm}^2/\text{s}$)			
					Aluminium	Mild Steel	Stainless Steel	Paint Concrete
137	60	0.35	Moist air	Ambient	7	17	-	-
138	20	7.5×10^4	Dry air	20	-	62^b	-	0.72 6.7
136	20	10-150	Dry air	20	16	7.7	4.8	2.1 26b
136	120-240	10-150	Dry air	150	0.73	0.30	0.38	0.11 7.6
136	120-240	10-150	Air-40 v/o Water vapor	150	6.2	1.7	0.91	2.2 0.081
136	300	1000-2000	CO ₂	20	0.02-1.0 ^a	0.1-1.5 3-10 ^c	0.5-0.8 ^a	0.02-0.2 ^{a,e} 0.03-0.02 ^{a,f}
139	60	40-100	Dry air	Ambient	1.8	16.8	-	-
135	60	100-1000	Dry air	Ambient	1.7	34	-	-
135	60	10^3 - 10^4	Dry air	Ambient	1.4	13	-	-
135	60	700	Dry air	200	4.3	16	-	-
135	200	20,000	Steam and air	150	0.51	12	5.4	1.4 -
140	3000	23	Room air	Ambient	-	-	-	2

^a May have been influenced by high airborne iodine concentration.

^b May have been influenced by mass transfer

^c Acid-etched mild steel

^d Corrected for estimated mass transfer

^e Gloss paint

^f Chlorinated rubber paint

Table 3. Ablagerungsgeschwindigkeiten für die Ablagerung von Jod auf verschiedenen Materialien nach
in Band 4/ zusammengeestellten Experimenten

pelte Wert für die Gesamtinnenfläche, also $A = 32\ 000\ m^2$ angenommen werden, die potentiell zur Ablagerung zur Verfügung steht. Nach Tab. 3 liegen einige experimentell ermittelte Ablagerungsgeschwindigkeiten v_d bei der Halogenablagerung auf Anstrichen (Paint) im Bereich von $0,11 - 2,2 \cdot 10^{-2}\ cm/s$ je nach Konzentration und Umgebungstemperatur. Auch der Dampfanteil der Atmosphäre zeigt einen gewissen Einfluß, er führt bei fast allen Stoffen zu höheren Ablagerungsgeschwindigkeiten gegenüber trockener Luft (Ausnahme Beton). Aus den Daten für Oberfläche und Volumen des Containments erhält man somit Abbauraten von $2,2\ \%/h - 45\ \%/h$, wobei die höheren Werte nur bei Anwesenheit von Wasserdampf zu erwarten sind. Hierbei ist davon auszugehen, daß die Innenflächen des Containments mit leicht dekontaminierbaren Schutzanstrichen versehen sind. Da jedoch zusätzlich noch verzinkte Gitterroste, Kran usw. vorhanden sind, können die Abbauraten noch etwas höher ausfallen, jedoch liegt der AIPA-Wert von $140\ \%/h$ viel zu hoch, realistisch erscheint eine mittlere Abbaurate von $14\ \%/h$.

Der Transport der freigesetzten Radionuklide an die Oberflächen erfolgt durch Konvektionsströmung. Da die Konvektionsbedingungen im Containment stark von dem jeweils vorherrschenden Druck und der Temperatur abhängen, werden die Aussagen über die Ablagerungsraten zusätzlich erschwert. Der in der AIPA-Studie für die sekundäre Freisetzung benutzte Rechenwert ist sicher z.Zt. nicht zufriedenstellend, andererseits existieren auch keine stichhaltigen Alternativen. Daher sollten die nuklid-spezifischen Spaltproduktkonzentrationen in der Containment-atmosphäre und ihre Auswirkungen auf die Plateout-Ablagerungsrate in der nächsten Zeit experimentell ermittelt werden oder zumindest bei den Plateoutrechnungen parameterisiert werden, damit bei vorgegebenem Störfallablauf eine von der Spaltproduktkonzentration und der Zeit abhängige Ablagerungsrate ermittelt wird, mit der dann bei entsprechender Aufteilung in kleine Zeitintervalle die Freisetzungsrechnungen nach dem Schema des Programms TDAC durchgeführt werden können.

6.3 Einfluß der Nachzerfallswärme

Die Auswirkungen der anfallenden Nachzerfallswärme im Containment von primär freigesetzten Spaltprodukten zeigen sich besonders beim Druck- und Temperaturverlauf. Die Containmentatmosphäre ist daher stets heißer (nach Austritt der Edelgase um ca. 100°C) als ohne Nachzerfallswärme zu erwarten ist. Die damit verbundene höhere Containmentbelastung kann unter Umständen zu größeren Leckagen führen als in der AIPA-Studie angenommen wird. Dies gilt insbesondere für den Fall des intakten Containments. Die angesetzte Leckage von 0,25 %/d ergibt sich aus den Auslegungsbedingungen /3/. Beim Entweichen von größeren Mengen radioaktiver Stoffe durch vorliegende Undichtigkeiten (wahrscheinlich an den Durchführungen des Containments) erfolgt durch Ablagerung von Spaltprodukten eine zusätzliche Aufheizung durch die Nachzerfallswärme. Dadurch können die Leckagequerschnitte vergrößert werden. Ferner kann bei der zugrundegelegten Reaktorkonzeption die Dichtehaltefunktion des Containments nicht Wiederholungsprüfungen unter den zu erwartenden Störfalldrücken und Temperaturen unterworfen werden, so daß die Zuverlässigkeit der Containmentdichtefunktion relativiert werden muß.

Im Falle des undichten Containments geht die AIPA-Studie von einer verhältnismäßig großen Anfangsleckage in den ersten Stunden aus (s. Tab. 2). Dadurch wird erreicht, daß in der Anfangsphase im Zustand einer noch relativ geringen Freisetzung aus dem SBB bereits der größte Volumenanteil der Containmentatmosphäre an die Umgebung abgegeben wird. Da jedoch die schwerwiegenden Aktivitätsfreisetzungen erst später einsetzen, werden die Auswirkungen durch diese Vorgehensweise unterschätzt gegenüber einem Fall, der zu einer kleineren Anfangsleckage, dafür aber zu einer größeren Leckage in der Spätphase führt. Als besonders ungünstig wäre dabei ein Fall mit spät eintretender Containmentleckage zu bewerten, der z.B. bei thermischem Versagen einer Durchführungsichtung zu erwarten ist.

7. AUSWIRKUNGEN DER DATENUNSICHERHEITEN AUF DIE ATMOSPHERISCHE FREISETZUNG

Die Auswirkungen von Unsicherheiten der Eingabedaten zur Berechnung der sekundären Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung lassen sich am einfachsten anhand der in der AIPA-Studie angegebenen Ergebnisse zur Dosisbelastung (Bd. VI, Tab. 4-12) abschätzen. Dort sind u.a. für folgende drei charakteristischen Störfälle die Ganzkörper-, Schilddrüsen- und Knochenbelastungen (30 d LPZ-Dosis) zusammengestellt, die im wesentlichen der Edelgas-, Halogen- bzw. Strontiumfreisetzung zugeordnet werden können:

Störfall	Filteranlagen	Containment	Ganzkörper	Schilddrüse	Knochen
Stromausfall LOSP BD	intakt	dicht	0,11 rem	$2 \cdot 10^{-3}$ rem	$9 \cdot 10^{-6}$ rem
Stromausfall LOSP BE	defekt	dicht	0,11 rem	0,01 rem	$5 \cdot 10^{-5}$ rem
Erdbeben EQ S	defekt	undicht	11 rem	5 rem	0,03 rem

Tab.4 : Störfalldosen (30 d LPZ) nach AIPA Bd. VI für drei charakteristische Störfallabläufe

Da bei diesen Störfallabläufen die primäre Freisetzung aus dem SBB in gleicher Weise abläuft (gleiche Störfallannahmen bzgl. Ausfall der Nachwärmeabfuhr), lassen sich aus den Ergebnissen für die Dosisbelastungen und den aus Abb. 4-13/14/15 (AIPA Bd. VI) ablesbaren Reduktionsfaktoren (Störfall LOSP BD) für die Spaltproduktrückhaltung durch das Containment (= sekundäre Freisetzung/primäre Freisetzung) die entsprechenden Reduktionsfaktoren für die anderen Störfälle ermitteln. Auf diesem Wege erhält man näherungsweise folgende Reduktionsfaktoren für die

Containmentrückhaltung:

Störfall	Filteranlagen	Containment	Edelgase	Jod	Strontium
Stromausfall LOSP BD	intakt	dicht	$4 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-5}$
Stromausfall LOSP BE	defekt	dicht	$4 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-4}$
Erdbeben EQ S...	defekt	undicht	$4 \cdot 10^{-2}$	$5 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^{-2}$

Tab. 5 : Reduktion der Spaltproduktfreisetzung durch die Containmentrückhaltung für drei charakteristische Störfallabläufe

Ein Ausfall der Filteranlagen verursacht demnach eine 20-fache Belastung der Umgebung durch Jod und Strontium, ein zusätzliches Versagen der Dichthaltefunktion des Containments führt zu einer Erhöhung der Edelgasfreisetzung um einen Faktor 10, bei den übrigen Stoffen um einen Faktor 500 - 700.

Die in der AIPA-Studie verwendeten Eingabedaten, die für die in Tab. 4 und Tab. 5 angegebenen Rückhaltefaktoren zugrundegelegt wurden, sind in Tab. 6 angegeben:

	Mittlerer Wert	Unsicherheitsfaktor
Containmentleckage		
a) dicht	0,25 %/d	5
b) undicht	580 %/d * (0-1h) usw.	5
Filterabbaurate **	95-99 %/h	1,1 - 1,9
natürliche Ablagerungsrate	140 %/h	10

* s. Tab. 3

** für Jod und Strontium

Tab. 6 : Wesentliche Eingabedaten zur Berechnung der Containmentrückhaltung und Unsicherheitsfaktoren nach AIPA

Bei der Einschätzung der Ergebnisse ist zu berücksichtigen, daß sich die im Containment stattfindenden Ablagerungsprozesse Filterabbau und Plateout/Fallout überlagern, so daß zur Berechnung im Programm TDAC die Ablagerungsraten addiert werden:

$$\begin{aligned}\text{Gesamtabbaurrate} &= \text{Filterabbaurate} + \text{Plateoutabbaurate} \\ \text{z.B. } 236 \text{ \%/h} &= 96 \text{ \%/h} + 140 \text{ \%/h} \\ &(\text{ bei intaktem Containment})\end{aligned}$$

Entscheidend für eine Prognose der atmosphärischen Freisetzung ist daher nur die Gesamtabbaurrate. Die Unsicherheitsabschätzungen in der AIPA-Studie gehen von einer Variation einzelner Parameter aus. So werden z.B. nur die Filterabbaurate oder nur die Plateoutabbaurate variiert. Die Gesamtabbaurrate schwankt demnach bei Ausfall des Filters bzw. Absinken der Plateout-rate zwischen 236 %/h - 110 %/h, sinkt also in keinem Fall unter die Filterabbaurate. Bei realistischer Betrachtungsweise müssen jedoch auch mögliche Fälle wie z.B. Filterleistung 20 %/h und Plateoutrate 20 %/h, d.h. Gesamtrate von ca. 40 %/h abgeschätzt werden. Da ein Ausfall der Filtersysteme allein bereits nach AIPA zu einer 20-fachen Umgebungsbelastung führt (Gesamtabbaurrate = Plateoutrate = 140 %/h), muß bei einer derzeit durchaus realistisch anzusehenden Gesamtabbaurrate von 40 %/h mit einer entsprechend größeren sekundären Freisetzung gerechnet werden (Faktor 100-300 höher für Jod und Strontium bei intaktem Containment).

Bei undichtem Containment führen Unsicherheiten in der Plateoutabbaurate nicht in dem gleichen Maße zu einer größeren Umgebungsbelastung, da die Aktivitäten bereits unmittelbar nach Entweichen aus dem SBB in die Umgebung gelangen. Es ist bei der Reduktion der Plateoutabbaurate auf 20 %/h und Ausfall der Filteranlagen mit einer 5 - 10 fach geringeren Containment-rückhaltung gegenüber den AIPA-Werten (s. Tab.5) zu rechnen.

Nach den Werten von Tab. 4 bzw. 5 erfolgt auch bei undichtem Containment noch eine merkliche Reduktion der Edelgasaktivität. Dieser Effekt ist auf die gering angesetzte Entweichrate aus dem Containment in der Spätphase (Tab. 2) zurückzuführen, da bei dieser Vorgehensweise angenommen wird, daß die Edelgase aus dem Core austreten, wenn die Druckentlastung des Containments längst abgeschlossen ist. Es sind deshalb Störfälle denkbar, die zu größeren Aktivitätsfreisetzungen führen, wenn in der Spätphase des Störfalles noch ein merklicher Überdruck im Containment vorherrscht.

Die in der AIPA-Studie angegebene Freisetzungshöhe $H=1$ ft ($\approx 0,3$ m) ist völlig unrealistisch, angesichts der Bauhöhe des Reaktorgebäudes von 64 m sollte eine Emissionshöhe von 50 m für die einzelnen Ausbreitungsrechnungen angesetzt werden. Bei Kenntnis des einzelnen Störfallablaufs sollte die Austrittstemperatur bei der Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung mitberücksichtigt werden, anderenfalls kann näherungsweise mit $100 - 150$ °C gerechnet werden.

8. EINSCHÄTZUNG DER AIPA-RESULTATE

Die Ergebnisse der AIPA-Studie sind als zu optimistisch aufzufassen, da die Eingangsdaten zur Berechnung der Spaltproduktfreisetzungen in den meisten Fällen mit dem Ziel gewählt wurden, möglichst niedrige Freisetzungen zu erreichen. Dies gilt insbesondere für die unseres Erachtens nach zu hoch angesetzten integralen Abbauraten in der Nachunfallatmosphäre durch Filter und natürliche Prozesse. Auch das Leckageverhalten bei undichtem Containment mit hohen Leckraten in der Frühphase, dafür jedoch niedrigeren in der Spätphase, wo die eigentliche Spaltproduktfreisetzung stattfindet, führt zu einer merklichen Unterschätzung der Resultate.

In Abb. 5 ist die Halogenaktivität im Sicherheitsbehälter als Funktion der Zeit nach einem Coreaufheizstörfall für verschiedene Ablagerungsraten dargestellt. Die Werte gelten für eine integrale Jodfreisetzung von 25 % des Gesamtinventars bei intaktem Sicherheitsbehälter. Abb. 5 zeigt den Einfluß der Ablagerung auf die Aktivität im Sicherheitsbehälter. Die untere Kurve mit $\lambda = 1,4/h$ zeigt die Werte, die nach AIPA zu erwarten sind. Die obere Kurve gibt gegenüber AIPA eine im Mittel um den Faktor 10 geringere Spaltproduktablagerung im Sicherheitsbehälter wieder. Für die kumulativ in die Umgebung freigesetzte Aktivität ergeben sich nach diesen Abschätzungen um Faktor 5 - 10 höhere Werte, wenn statt mit der AIPA-Abbaurrate $\lambda = 140\%/h$ für natürliche Ablagerungsprozesse mit einer geringeren Rate z.B. $\lambda = 14\%/h$ gerechnet wird.

Darüberhinaus sind entsprechend höhere Freisetzungen aus dem Sicherheitsbehälter in die Umgebung zu erwarten, wenn im Zeitbereich zwischen 5 h und 20 h nach Störfalleintritt höhere Leckagen im Sicherheitsbehälter auftreten. In der AIPA-Studie werden Leckraten von 5,2 %/h abfallend auf 0,04 %/h bei un-

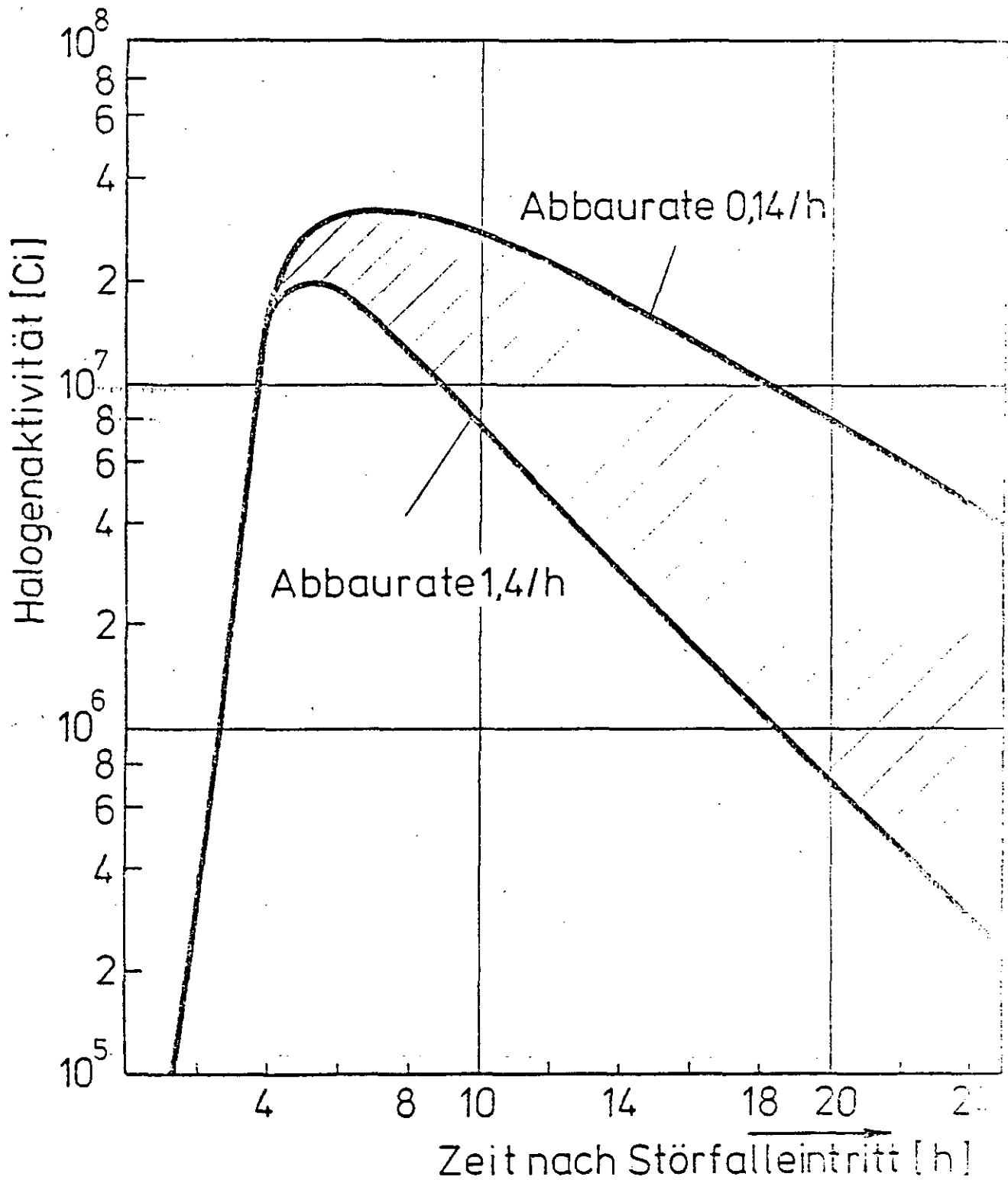


Abb. 5: Halogenaktivität im Sicherheitsbehälter bei verschiedenen Ablagerungsraten /7/.

dichtem Containment verwendet. Da die Umgebungsbelastung im wesentlichen direkt proportional zu den Leckraten ca. 10 h nach Störfalleintritt ansteigt, wenn sich maximale Aktivitätskonzentrationen in der Nachunfallatmosphäre der Reaktorschutzgebäudes einstellen, kann die kumulierte Spaltproduktfreisetzung angesichts der Schwankungsbreite der angesetzten Leckraten um 1 - 2 Größenordnungen höher ausfallen.

Die in der AIPA-Studie durchgeführte Abschätzung der Fehlerbandbreite unter Variation von jeweils nur einem Eingabeparameter erscheint in diesem Zusammenhang nicht zulässig, da unter Umständen eine geringe gleichzeitige Verschiebung von mehreren Größen zu viel stärkeren Auswirkungen führen kann. Bei der Behandlung der Containmentrückhaltung flüchtiger und fester Spaltprodukte ist nur die Summe von Filterabbauraten und natürlichen Ablagerungsprozessen entscheidend, die beide jeweils mit zu optimistischen Eingangswerten angesetzt sind. Daher führt eine Variation von einem Prozeß lediglich zu verhältnismäßig geringen Verschiebungen der Ergebnisse, während bei konservativer Betrachtungsweise durchaus eine um einige Größenordnungen höhere Spaltproduktfreisetzung auftreten kann.

9. ERFORDERLICHE WEITERE UNTERSUCHUNGEN

Zur Verbesserung der Eingabedaten sollte zur Abschätzung der Containmentrückhaltung vor allem der Plateouteffekt detaillierter untersucht werden. Zur Verwendbarkeit für Prognosen bei schweren Reaktorstörfällen müssen entsprechende Experimente mit Ablagerungen auf Materialien durchgeführt werden, wie sie in einem HTR-Containment vorhanden sind. Dabei muß der Einfluß von Gasdruck, Temperaturen und Spaltproduktkonzentrationen analysiert werden.

Zur Abschätzung des Einflusses von Containmentleckagen auf die Größe der Umgebungsfreisetzung sollten noch weitere Leckagefälle behandelt werden. Hierbei sind besonders die Fälle zu beachten, die zu größeren Austrittsraten ca. 6 h nach Störfalleintritt führen.

Ferner sind noch Aussagen über die Art und den Zeitpunkt von partiellen Graphitsublimationsmechanismen notwendig, die in der AIPA-Studie nicht diskutiert werden, aber für die Spaltproduktrückhaltung und -freisetzung aus dem Containment bedeutsam sind. Insbesondere ist die Zusammensetzung der Nachunfallatmosphäre im Containment eines HTR festzustellen. Dabei ist vor allem der zeitliche Verlauf der Aerosolkonzentration und des Aerosolspektrums wesentlich.

L i t e r a t u r v e r z e i c h n i s

- /1/ U.S. ATOMIC ENERGY COMMISSION
Reactor Safety Study, WASH-1400 (DRAFT)
Bd. VII (1974)

- /2/ Buckley, D.W. "TDAC: A Time-Dependent Analytical
Computer Program to calculate the Radiological
Effects of Radionuclide Release"
General Atomic Report GA-D13476 (GA-Projekt 9418)
Mai 1976

- /3/ Konsortium Brown Boveri & Cie AG, Hochtemperatur
Reaktorbau Sicherheitsbericht Demonstrations-Kraft-
werk mit Hochtemperaturreaktor 1160 Me für Vew AG
Dortmund
Stand März 1973, 1. Änderung April 1974

- /4/ CORE-MELTDOWN EXPERIMENTAL REVIEW
(Sandia Labs., Albuquerque, N. Mex. (USA)).
SAND-74-o832, UNCLAS, 78-4 UNLTD DIST
Aug. 1975

- /5/ J.G. Wilhelm
Jodfilter in Kernkraftwerken, EURATOMBERICHT
Nr. o75-74-5 PSTD

- /6/ Mitteilung der HRB (April 1977)

- /7/ H. Geiser
Analyse hypothetischer Störfälle bei Kernkraft-
werken mit LWR und HTR
(Dissertation in Vorbereitung)

21. KRITISCHE BEWERTUNG DES IN DER AIPA-STUDIE ANGEWANDTEN DOSISMODELLS

H. GEIB

ZENTRALABTEILUNG STRAHLENSCHUTZ DER
KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH

1. Zweck der Untersuchung

In der AIPA-Studie (1) wurde das Risiko von Reaktorunfällen unterschiedlicher Art quantifiziert. Die Studie ist für amerikanische Verhältnisse erstellt worden und lehnt sich eng an die Rasmussenstudie (2) an.

Im Rahmen des Projektes "Risikostudie HTR" des ISF sollen entsprechende Untersuchungen für bundesdeutsche Verhältnisse durchgeführt werden. Deshalb ist es sinnvoll, zunächst die in der Studie verwendeten Modellvorstellungen zu analysieren, um die Punkte herauszufiltern, die nicht auf deutsche Verhältnisse übertragbar sind oder im Ansatz verbesserungswürdig erscheinen.

Der Problemkreis "Ausbreitung" läßt sich hierbei ohne weiteres gesondert untersuchen, da die Freisetzung in die Atmosphäre eine Schnittstelle zwischen dem Reaktor und der Umgebung bildet.

Anhand der folgenden Analyse wird nun festgestellt, welche Punkte des Modells der AIPA-Studie übernommen werden können, wo sie an deutsche Verhältnisse angepaßt werden muß und wo Verbesserungen notwendig erscheinen.

2. Ausbreitungsmodell

Wie bereits erwähnt, wurde das Modell mit den Eingangsdaten für die Ausbreitung von radioaktiven Freisetzungen in der Atmosphäre in enger Anlehnung an die Modellvorstellungen der Rasmussenstudie entwickelt. Eine ausführliche Analyse des Modells der atmosphärischen Ausbreitung in der Rasmussen-Studie wurde unter anderem in (3) durchgeführt. Wegen der Bedeutung für die Risikoberechnung soll trotzdem im Folgenden noch einmal auf die Methoden zur Berechnung der normierten Aktivitätskonzentration X/Q sowie die Eingangsparameter und die ausbreitungsmeteorologischen Voraussetzungen eingegangen werden.

2.1 Konzentrationsverteilung in der Abluftfahne

Die Aussagen über die mathematische Form, nach der die Aktivitätsverteilung der freigesetzten Nuklide in der Abluftfahne berechnet wird, sind in der AIPA-Studie nicht eindeutig. Die in Band II, Kap. 5.3.3 Gl.(5.2) angegebene Form eines normierten Kurzzeitausbreitungsfaktors \bar{X} mit

$$\frac{\bar{X}}{Q} = \frac{1}{\bar{u} \sigma_y \sigma_z} e^{-\frac{H^2}{2\sigma_z^2}} \quad (2.1)$$

\bar{u} mittlere Ausbreitungsgeschwindigkeit in m/s

H effektive Emissionshöhe in m

Q emittierte Aktivität in Ci

$\sigma_y(x)$ horizontaler Ausbreitungsparameter in m

$\sigma_z(x)$ vertikaler

stimmt nicht mit dem in der Rasmussenstudie verwendeten über den Sektor der Breite f gemittelten normierten Kurzzeitausbreitungsfaktor \bar{X} mit:

$$\frac{\bar{X}}{Q} = \frac{e^{-\lambda \frac{x}{\bar{u}}}}{\bar{u}} \frac{e^{-\frac{H^2}{2\sigma_z^2}}}{c \cdot A + \sqrt{2\pi^3} f \cdot x \sigma_z(x)} \quad (2.2)$$

\bar{u} mittlere Ausbreitungsgeschwindigkeit in m/s

λ radioaktive Zerfallskonstante in s^{-1}

H effektive Emissionshöhe in m

Q emittierte Aktivität in Ci

$\sigma_z(x)$ vertikaler Ausbreitungsparameter in m nach Pasquill

f Sektorbreite (abhängig von der Wetterlage und der Emissionsdauer)

$c \cdot A$ effektiver Gebäudequerschnitt in m überein.

Der Summand $c \cdot A$ beschreibt den effektiven Gebäudequerschnitt mit dem die zusätzliche Verwirbelung auf Grund des Gebäudeeinflusses im Lee des Reaktorgebäudes. Die Sektorbreite f hängt von der Diffusionskategorie und der Emissionsdauer ab.

In der AIPA-Studie wird eine Abreicherung der Abluftfahne auf Grund von Washout oder Fallout - im Gegensatz zum Rasmussen-report - nicht berücksichtigt. Das zur Berechnung der Dosis aus der Abluftfahne verwendete Programm TDAC (4) läßt die mathematische Form der Konzentrationsverteilung ebenfalls offen und gibt lediglich Slade (5) als Literaturangabe zur Berechnung des Ausbreitungsfaktors. Ferner wird keine Aussage darüber gemacht, welche Sätze von Ausbreitungsparametern $\sigma_y(x)$ und $\sigma_z(x)$ verwendet werden. Die in Abb. 1 angegebene Häufigkeitsverteilung für die normierte Konzentrationsverteilung konnte von uns nicht verifiziert werden. Die Herkunft der angegebenen Verteilung bleibt unklar, die Literaturangaben hierüber geben wiederum nur Hinweise auf die Rasmussenstudie.

2.2 Ausbreitungsmeteorologische Statistik

Zur Berechnung der Häufigkeitsverteilungen der Dosis wurde die in der Rasmussenstudie verwendete Ausbreitungsstatistik mit 25 verschiedenen Ausbreitungssituationen (6 Diffusionskategorien und 4 Windgeschwindigkeitsklassen plus eine Situation "Regen") verwendet. Die Statistik stellt einen Mittelwert aus den Einzelstatistiken von 39 amerikanischen Reaktorstandorten dar. In azimuthaler Richtung ist eine Gleichverteilung der Windrichtung über alle Sektoren angenommen. Die Häufigkeitsverteilung ist wegen der unterschiedlichen ausbreitungsklimatologischen Verhältnisse und der Lage der Standorte nicht auf deutsche Verhältnisse übertragbar.

2.3 Aufstieg der Abluftfahne, Washout und Fallout

In der AIPA-Studie werden weder ein thermischer Auftrieb der Abluftfahne (auf Grund der Erwärmung im Reaktor und durch ra-

radioaktiven Zerfall in der Wolke) noch eine Ablagerung von Aktivität in der Umgebung des Reaktors behandelt.

3. Berechnung der Dosis

Die Berechnung der Einzeldosis wird mit dem Programm TDAC (4) durchgeführt. Es können die Dosiswerte für maximal fünf Quelledistanzen für die Belastungspfade γ -Submersion, β -Submersion und Inhalation berechnet werden. In der AIPA-Studie werden berücksichtigt:

- Gesamtkörperdosis durch γ -Submersion
- Gesamtkörperdosis durch β -Submersion
- Schilddrüsendosis durch Inhalation
- Knochendosis durch Inhalation

Die Dosiskonstanten werden mit Hilfe eines Programms von Kenfield et al. (6) berechnet. Die Berechnungsmethode beruht auf ICRP-Empfehlungen (7). Die γ -Submersion wird wie in der Rasmussenstudie mit Hilfe eines einfachen Submersionsmodells berechnet, nach dem die Submersionsdosis proportional zur Aktivitätskonzentration ist. Darin wird die Reichweite der γ -Strahlung nicht berücksichtigt.

Für die Risikobetrachtung werden Aussagen über die Wahrscheinlichkeitsverteilung der Individualdosis sowie der Kollektivdosis (in Form des man-rem-Konzepts) gemacht. Ausgangspunkt ist die Häufigkeitsverteilung der in Kap. 2.2 beschriebenen 25 Ausbreitungssituationen. Bei länger andauernden Emissionen wird - im Gegensatz zur Rasmussenstudie - eine Änderung der Ausbreitungsbedingungen nach jeweils acht Stunden zugelassen. Die Wahrscheinlichkeitsverteilungen werden ebenso wie Mittelwerte und Vertrauensgrenzen mit dem Programm RISQUE berechnet, das im Anhang des BAndes II kurz beschrieben wird.

4. Diskussion der in der AIPA-Studie getroffenen Ausnahmen

4.1 Beziehungen zwischen der Mittelwertbildung meteorologischer Parameter und der Art der Risikobetrachtung

Entscheidend für die zu treffenden Modellannahmen ist das Ziel der Schadens-Risiko-Betrachtungen. Will man das jeweils größte Risiko einer Einzelperson oder das ungünstigste Risikospektrum für Einzelpersonen ermitteln, dann sind Mittelungen nur in sehr beschränkten Umfang erlaubt, da sie Risikospitzen abbauen und das Gesamtrisiko auf eine größere Anzahl von Personen verteilen. Will man das Bevölkerungsrisiko über die Bevölkerungsdosis (in man-rem) ermitteln, so sind Mittelwertbildungen so lange ohne Bedenken, wie es für das zu bestimmende Risiko keinen Schwellwert gibt. Gibt es einen Schwellwert, wie etwa die Letaldosis, dann kann durch Mittelung einzelner Größen das Ergebnis wiederum verfälscht werden. In der vorliegenden Studie werden teilweise solche Mittelungen durchgeführt.

4.2 Kritik an Modellannahmen und Eingangsparametern

Eine ausführliche Kritik an den Modellannahmen bzw. den Eingangsparametern ist in (3) zu finden. An dieser Stelle sollen nur kurz noch einmal die wesentlichen Punkte zusammengefaßt werden, sofern sie für die AIPA-Studie ebenfalls relevant sind.

4.2.1 Windgleichverteilung

Wird Wert auf das Risiko des Einzelnen gelegt, so ist die Annahme einer Windgleichverteilung nicht zulässig. Die Windverteilung zeigt für nahezu alle deutschen Stationen eine eindeutige Bevorzugung gewisser Richtungen. In der Hauptausbreitungsrichtung wird bei angenommener Gleichverteilung die zu erwartende Dosis erheblich unterschätzt.

4.2.2 Häufigkeit von Ausbreitungsklassen

Durch Mittelung der Häufigkeitsverteilungen von Ausbreitungsklassen verschiedener Standorte werden die unterschiedlichen meteorologischen Bedingungen der Standorte, die zu erheblich unterschiedlichen Dosisbelastungen und damit zu unterschiedlichen Risiken führen, völlig ignoriert. Um die geographischen und orographischen Unterschiede in der Bundesrepublik hinreichend zu erfassen, wäre die Berücksichtigung der Häufigkeitsstatistiken der Ausbreitungsklassen an jedem vorgesehenen Standort nötig.

4.2.3 Einfluß der Windgeschwindigkeit

Nach Gl. (2.1) ist die Konzentration umgekehrt proportional zur Windgeschwindigkeit. In der vorliegenden AIPA-Studie wird bei allen Unfallarten Bodenemission oder Emission in 30 m Höhe angenommen. Für die Schadstoffverdünnung ist die Windgeschwindigkeit in Bodennähe bestimmend. Durch die Mittelbildung aus den Meßwerten vieler Stationen an meteorologisch unterschiedlichen Standorten ergeben sich zu hohe mittlere Windgeschwindigkeiten, so daß zu niedrige Dosen vorgetäuscht werden.

4.2.4 Dosisberechnungen

Das Modell zur Berechnung der Individual bzw. man-rem Dosen scheint sowohl in Bezug auf das Modell zur atmosphärischen Ausbreitung als auch zur Dosisberechnung wenig sinnvoll. So wird das Problem der Windverteilung (s. Kap. 4.2.1) bzw. Windrichtungsänderung während der Emission im Gegensatz zur Rasmussen-Studie überhaupt nicht berücksichtigt. Die Tendenz zur Andauer bestimmter Wetterlagen ist in Mitteleuropa wenig ausgeprägt. So haben Untersuchungen in Jülich gezeigt, daß in sieben Jahren bei mehr als 60000 möglichen Fällen in weniger als 0,1 % der Fälle die Wetterlage F acht Stunden oder länger andauerte. Ferner hängt die Andauer wesentlich von der Tageszeit und der Jahreszeit ab, in der die Emission beginnt.

So sind länger dauernde Perioden gleicher Wetterbedingungen in den Übergangsjahreszeiten nicht zu erwarten. Welche Konsequenzen diese Annahmen auf die Wahrscheinlichkeitsverteilung der Dosen haben, muß noch näher untersucht werden.

Zur Ermittlung der man-rem-Dosis wird unter Verwendung des Modells zur Bevölkerungsverteilung an der Rasmussenstudie ein Conversionsfaktor errechnet, der eine Beziehung zwischen Individualdosis und man-rem-Dosis herstellt. Zur Berechnung dieses Faktors wird die raumzeitliche Dosisverteilung $D(x,y,t)$ benötigt. Da über das Ausbreitungsmodell keine Klarheit besteht, die Dosisverteilung andererseits an keiner Stelle der Studie dokumentiert ist, können die angegebenen Faktoren nicht verifiziert werden. Es erscheint zudem fraglich, ob ein solcher Faktor, der unabhängig von den Integrationsgrenzen ist, bis zu der die Bevölkerungsverteilung betrachtet wird, eine realistische Abschätzung der man-rem Dosis liefert.

Literaturverzeichnis

- (1) HTGR Accident Initiation and Progression Analysis
Status Report
Vol. 2,4,6, General Atomic Report GA-A13617
Januar 1976
- (2) Reactor Safety Study - An Assessment of Accident
Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants
WASH - 1400 (draft), Appendix VI,
August 1974
- (3) Kritische Würdigung des Modells der atmosphärischen
Ausbreitung in der Reaktorsicherheitsstudie
(Rasmussen-Studie)
PNS-Arbeitsbericht Nr. 45/75
W. Hübschmann, S. Vogt
März 1975
- (4) D.W. Buckley
TDAC - An Analytical Computer Program to calculate
the time dependent radiological effects of
Radionuklide Release
GA-D13476, Mai 1976
- (5) D.H. Slade
Meteorology and Atomic Energie 1968
U.S. Atomic Energie Comission, TID-24190,
July 1968
- (6) G.P. Kenfield, et. al.
Curie-Dose-Thunderhead, A Digital Computer
Program for External and Internal Radiation
Dose Calculations
Atomics International NRA-IR-884,
Juni 1965

- (7) Report of ICRP Committee II and Permissible
Dose for Internal Radiation
(1959)

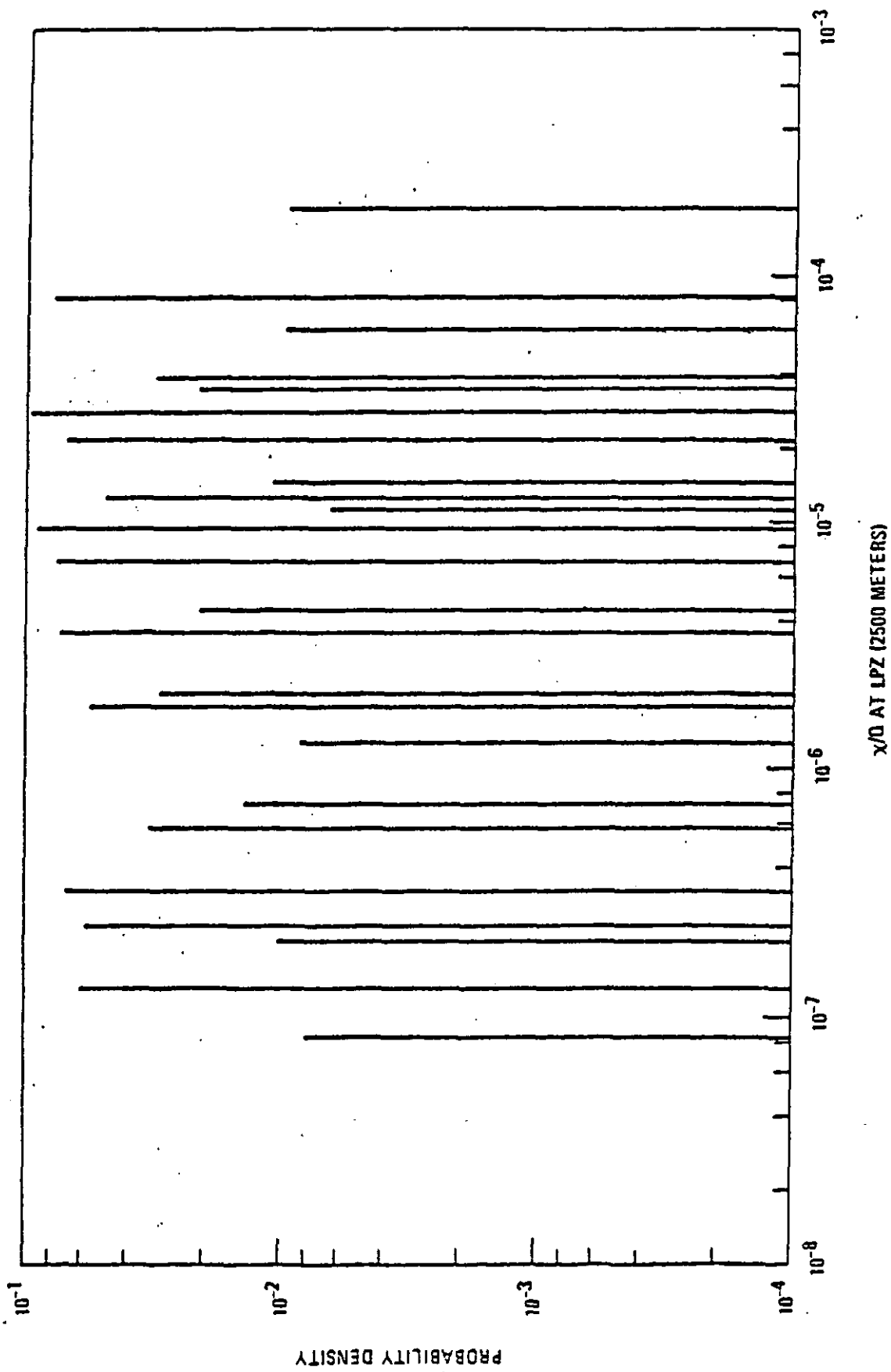


Abb. 1: Discrete probability density function on X/Q

22. REKRITIKALITÄTSEFFEKTE

H. TALAREK +

INSTITUT FÜR NUKLEARE SICHERHEITSFORSCHUNG DER
KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH

+ JETZT INSTITUT FÜR KERNPHYSIK DER KFA

Aus anderen Untersuchungen zum transienten Verhalten von HTR-Systemen nach Ausfall der Kühlung /1/ ist bekannt, daß systematisch große Zeitkonstanten für das Aufheizen des Kern gegeben sind. Kausal sind damit Einflußgrößen, die den Reaktivitätszustand des Nuklearsystems betreffen, einem ähnlichen Zeitverhalten unterworfen. Auf Grund der Änderung der materiellen Zusammensetzung (Ausdampfen von Spaltprodukten) des Temperaturzustandes und der Geometrie des neutronenphysikalischen Systems kann ein positiver Reaktivitätszustand entstehen. Damit kann als Wärmequelle erneut neben die Zerfallswärme die Spaltungswärme treten.

In der AIPA-Studie ist dieser Mechanismus in der deduktiven Systemanalyse zur Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Core nicht aufgeführt. Eine mögliche Rückkehr zur Kritikalität ist eine Eigenschaft generischer Natur von HTR-Systemen, die sich auf die geringe Leistungsdichte, die große Wärmekapazität und die Entkopplung von Moderator und Kühlmittel zurückführen läßt.

In der vorläufigen Analyse von 17 auslösenden Ereignissen werden einige Systemzustände, die eine Nichtverfügbarkeit (10^{-8} /Anforderung) der Abschaltssysteme einschließen, formal in den Ereignisbäumen aufgeführt. Derartige Störfallsequenzen bleiben aber von einer Konsequenzenanalyse ausgeschlossen, weil ihnen zu geringe Wahrscheinlichkeitswerte zugeordnet sind. Mit dem Kriterium, daß Störfallsequenzen mit einer Eintrittswahrscheinlichkeit $< 10^{-9}$ nicht verfolgt werden, ist dies eine konsistente Vorgehensweise. Dieses Kriterium ist von dem Argument getragen, daß man sich gegen einen "Ereignisuntergrund" absetzen möchte, der nicht Gegenstand der Studie sein kann. Im Hinblick auf die Abschätzung des Risikos ist diese Begründung zutreffend, wenn man bei etwa gleichwertigen Konsequenzen damit die wahrscheinlichen Störfallsequenzen heraushebt; das Argument wird aber fragwürdig, wenn damit generische Mechanismen von der weiteren Analyse ausgeschlossen werden, die möglicherweise eine andere Dimension der Konsequenzen eröffnen.

Bei einer Nichtverfügbarkeit der Abschaltssysteme in heat-up-Störfällen wird durch inhärente Mechanismen eine Freisetzung von Spaltenergie zunächst unterbunden. Ähnlich wie beim Ausfall des Nachwärmeabfuhrsystems ist auch hier eine Nicht-Dringlichkeit von Gegenmaßnahmen gegeben. Ohne weiteren Eingriff jedoch ist durch den Zerfall und die Diffusion von reaktivitätsbindenden Spaltprodukten eine Rückkehr zur Kritikalität nach mehreren Stunden gegeben.

Für den Fall einer unlimitierten Coreaufheizung oder für transiente Vorgänge ist der Reaktivitätszustand des Systems auf mögliche positive Werte zu untersuchen. Zu berücksichtigen sind dabei alle Phänomene, welche die lokale und globale materielle Zusammensetzung, die Geometrie oder den Temperaturzustand verändern.

Im einzelnen sind reaktivitätswirksam:

- 1.) Die materielle Zusammensetzung erfährt eine Veränderung durch:
 - a) Zerfall und Aufbau von neutronenphysikalisch wichtigen Spaltprodukten
 - b) cp-Bruch, Freisetzung und Umverteilung von Spaltprodukten.
- 2.) Der Temperaturzustand ist durch das Temperaturfeld von Core- und Reflektorbereich bestimmt. Einflußgrößen sind
 - a) Nachwärmequellverteilung, die durch Umverteilung von Spaltprodukten einer weiteren Veränderung unterworfen ist
 - b) Wärmetransportmechanismen (störfallabhängig)

Die integrale Größe Temperaturkoeffizient ist abhängig von dem Temperaturfeld und der Umlagerung von Neutronengiften, so daß man von einem störfalltypischen Temperaturkoeffizienten sprechen kann, der sich auf die aktuelle materielle Zusammensetzung mit zugeordnetem Temperaturfeld bezieht.

3. Die Geometrie des neutronenphysikalischen Systems wird durch die folgenden Effekte verändert:

- a) Deformation von Abschaltstäben, Schmelzen des Claddings
- b) Uran-Thorium-Umverteilung
- c) Bor-Wanderung
- d) Graphit-Sublimation.

Die Geometrie der Abschaltstäbe ist auf einem relativ niederen störfallbedingten Temperaturniveau gefährdet, während die Geometrie der Brennelemente und Absorber aus karbidischer Borverbindung bei excessiven Temperaturen tangiert ist.

Eine hinreichend abgesicherte Phänomenbeschreibung, die alle aufgeführten Effekte erfaßt, liegt nicht vor. Ein pragmatisch orientierter Ausweg, der zudem eine sachbezogene Rechtfertigung enthält, bietet sich an, wenn man die Vorgänge in bezug auf ihre zeitliche Relevanz in eine frühe und späte Phase zweiteilt. Die frühe Phase erstreckt sich für den betrachteten Störfall auf die ersten 15 h nach Störfalleintritt. Auch für diese frühe Phase erfordert eine strenge Behandlung eine iterative Lösung für die Nachwärmequellverteilung und störfallbezogene neutronenphysikalische Rechnungen zur Kritikalität und zum Temperaturkoeffizient. Im Sinne einer ersten Näherung oder Abschätzung der Reaktivität des Systems in der frühen Phase werden im folgenden einzelne Effekte diskutiert und synthetisch im Hinblick auf einen integralen Reaktivitätszustand interpretiert. Grundlage der Betrachtung ist ein Störfallablauf, der die schnelle Druckentlastung, Abschaltung über den Temperaturkoeffizienten und den Ausfall der Wärmesenken einschließt.

I. Zerfall und Aufbau von neutronenphysikalisch wichtigen Spaltprodukten

Im Mittel sind etwa 10 % der Neutronenverluste der Absorption durch Spaltprodukte zuzuschreiben. Die Absorption von Xe-135 haben einen Anteil von ca. 3 % (Gleichgewichtcore, mit Zielabbrand).

Bezogen auf die Zeitskala des Störfallablaufs kommt der J-135 Xe-135-Kette eine besondere Bedeutung zu. Der Aufbau von Sm-149 erstreckt sich über Tage.

Mit Ausnahme von Xe sind die übrigen relevanten Neutronengifte stabil bzw. langlebig.

Daraus folgt, daß lediglich für die Jod-Xenon-Kette eine Kopplung von radioaktivem Zerfall und temperaturbedingter Diffusion zu berücksichtigen ist. Für den Rest der Spaltgifte ist die zeitabhängige Konzentration durch die Diffusion dominierend bestimmt.

II. cp-Bruch, Freisetzung und Umverteilung von Spaltprodukten

Die Spaltprodukte werden im Verlaufe der Transienten aus den coated-particles in das Graphit und das Kühlgas freigesetzt. Eine Freisetzung in das Kühlgas kann zur Abschätzung als Verlassen des Corebereiches gewertet werden.

Die typischen Temperaturtransienten sind durch einen Anstieg der volumetrisch gemittelten Coretemperatur von 200°C/h in den ersten 3 h gekennzeichnet. Die maximale Brennelement-Temperatur wächst in dem gleichen Zeitraum mit 300°C/h .

Die Freisetzungsrates von Xe-135 wird nach 4 bis 6 h vergleichbar mit der Zerfallsrate von Xe-135. Dadurch ist das Maximum des Xenonaufbaus bereits nach ca. 5 h erreicht. Der break-even-Punkt der Xenonkonzentration zur Konzentration bei Störfalleintritt wird durch die Freisetzung um ca. 20 h zu kürzeren Zeiten verschoben. Durch Diffusion und Sorption in Graphit ergibt sich für die Metalle und die schwer flüchtigen Elemente eine typische Verzögerung von ca. 5 h, bevor eine merkliche Freisetzung aus dem Corebereich auftritt. Die zeitliche Konzentration der Spaltprodukte im Core wurde mit der Reaktivitätswertigkeit gewichtet.

III. Temperaturrückkopplung

Das übliche Vorgehen, die Rückkopplung über einen integralen Parameter (Brennstoff-, Moderatorkoeffizient) zu beschreiben, kann für die betrachtete Transiente keine Anwendung finden. Während für die frühe Phase der Transiente der Brennstoffkoeffizient, der die temperaturabhängige Resonanzabsorption erfaßt, aus Auslegungsrechnungen übernommen werden kann, ist mit der Abnahme der Konzentration an Spaltprodukt-Neutronengiften eine wesentliche Einflußgröße des Moderatorkoeffizienten einem weiteren transienten Vorgang unterworfen, der dem Effekt der Temperaturabhängigkeit vergleichbar ist oder übertrifft.

Es sei daran erinnert, daß mit dem Moderatorkoeffizienten summarisch alle Temperatureffekte (auch gegenläufig wirkende) mit Ausnahme der Resonanzabsorption zusammengefaßt sind. Der Moderatorkoeffizient ist absolut stets kleiner als der Brennstoffkoeffizient und nimmt für gewisse Corezustände und Temperaturbereiche positive Werte an. Für die vorliegende Abschätzung wurde daher eine integrale Temperaturabhängigkeit des Moderatorkoeffizienten vernachlässigt und der Wert des Koeffizienten gleich Null gesetzt. Der Brennstoffkoeffizient liegt im Intervall $(-2,5 \text{ bis } -1,8 \times 10^{-5}/^{\circ}\text{C})$. Der Rückkopplungseffekt der Temperatur auf die Reaktivitätswirksamkeit der Xenonatome ist durch die Temperaturabhängigkeit des Neutronenspektrums gegeben. (Der effektive thermische Absorptionsquerschnitt von Xe-135 reduziert sich im Bereich von 1000°K bis 2000°K etwa auf die Hälfte.) Der negative Beitrag des Xenonaufbaus wird also nicht nur durch die Freisetzung sondern auch durch Temperatureffekte im thermischen Neutronenspektrum vermindert.

IV. Änderungen in der Geometrie des neutronenphysikalischen Systems

Für die frühe Phase der Transiente ist lediglich eine Deformation der Abschaltstäbe zu berücksichtigen.

Untersuchungen /1/ haben gezeigt, daß für gewisse Zustände des Abschaltsystems unter dem Einfluß der störfallbedingten Temperaturtransiente positive Reaktivitätssprünge durch die Umlagerung von Absorbern aus der Coremitte in axiale Randbereiche auftreten. Das Temperaturversagen der Abschaltstäbe ist für ein realistisches Fahrprogramm im Hinblick auf maximal mögliche positive Reaktivitätsbeiträge modellhaft in die Abschätzung aufgenommen worden.

Zusammenfassung

Der transiente Verlauf der einzelnen Reaktivitätsbeiträge und die Gesamtreaktivität sind in der Abbildung aufgetragen. Das Abschmelzen der Regelstäbe ist innerhalb der betrachteten frühen Phase des Störfalls nur von temporärer Wirkung auf die Reaktivität des Systems. Dabei nähert sich das System vorübergehend bis auf 0.5 - 1.0 Nile der Kritikalität. Das System ist nach 5 h ca. 3.0 Nile unterkritisch. Eine Rekritikalität wird nach 11 bis 12 h erreicht.

Setzt man die Unsicherheiten dieser Abschätzung großzügig mit $\pm 1 \% \Delta K$ an, so muß für den Störfallablauf eine Aktivierung des Reserve-shut-down-Systems noch innerhalb der ersten 9 h gefordert werden. Kann auf dieses System nicht zurückgegriffen werden, so muß die Rekritikalität als zusätzliches Phänomen in den Störfallablauf aufgenommen werden.

Im übrigen verbleiben die Unsicherheiten bezüglich geometrischer Veränderung des Cores in der späten Phase der Transiente bestehen. Zur Zeit ist es eine Zielsetzung akuteller Arbeiten, den skizzierten Störfallablauf detailliert zu untersuchen.

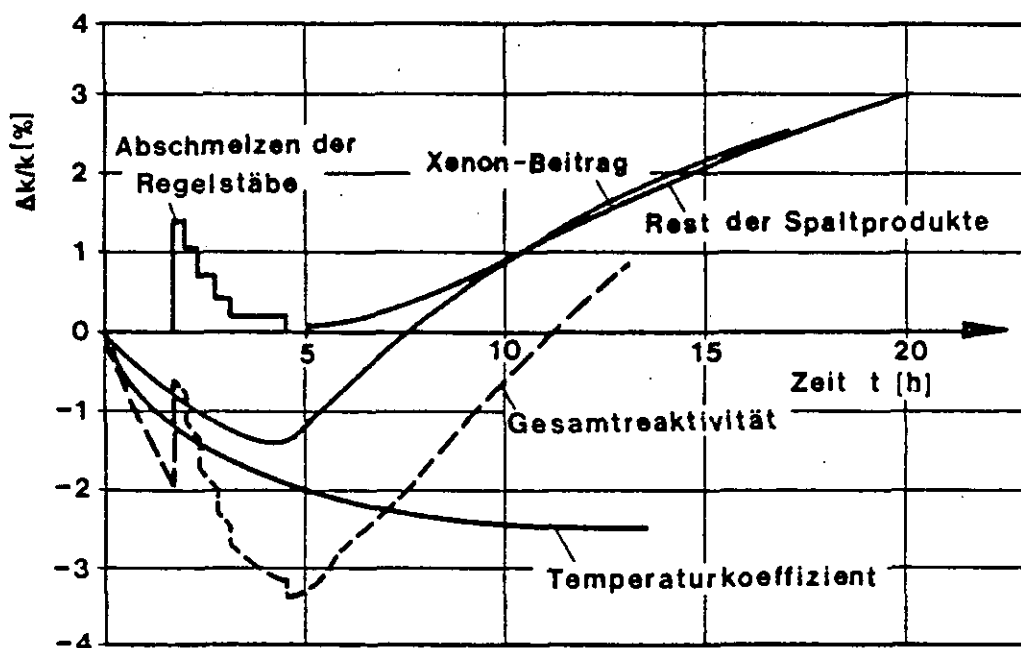
Literatur:

/1/ Wolter J. et al

Untersuchungen zu den Auswirkungen hypothetischer Störfälle bei Hochtemperaturreaktoren

Teil 2 Schadensumfang beim Bruch des Primärkreislaufs mit zusätzlichem Versagen aktiver Sicherheitseinrichtungen (HSK 2)

Kernforschungsanlage Jülich, Jül-1466 Aug. 1977



ZEITLICHER VERLAUF DER EINZELNEN
REAKTIVITÄTSEFFEKTE UND DER GESAMT-
REAKTIVITÄT DES CORES. /1/

23. ANTWORTEN DER GENERAL ATOMIC COMP. AUF
 VERSTÄNDNISFRAGEN DER
 KFA - ISF

Comment 1

(a) KTA feels that the operator reliability model is optimistic because of no allowance for wrong operator action and of the positive effect of time under all conditions. (b) In comparison to WASH-1400 the stress influence seems to be underestimated. (c) The model of Vol. II is developed for response probability. In PHL event it is used for detection probability, too.

Response

Before directly addressing the points raised in Comment 1, a brief background review is in order. During the AIPA Phase I event tree/fault tree analysis it was found that after an initiating event and subsequent failures of the automatic backup systems designed to cope with the event, human operator and maintenance actions could be effective in mitigating the potential consequences of the event. Moreover, estimates of the time allowed or required for effective operator corrective actions aids in the calculation of time-dependent accident consequences. It was, therefore, instructive to develop a simple operator response model that could be easily applied within the fault trees and event trees. The purpose of the model was to provide a consistent basis for evaluating both the time and likelihood of a proper operator response for the accident sequence under consideration. Since little directly applicable operator time of response data could be found, a number of "experts" were interviewed to obtain opinions as to the response time and the likelihood of success in the HTGR control room situation. More recent experience at FSV indicates that in several cases where unusual events were initiated by unknown causes the operating crew was able to take multiple corrective actions in a matter of minutes to prevent potential equipment damage in the plant. Thus, although the operator response model suggested in Volume II of the AIPA status report is very simple it was used effectively in analyzing accident sequences in which the operator can be effective in mitigating the consequences. Failure of the operator to perform the appropriate actions at these times allows the accident consequences to increase limited only by the physical characteristics of the graphite core, PCRV, and containment.

For operator response times in excess of 1 hour the simple model appears to become questionable. This uncertainty stems from lack of available data by which more subtle human actions can be explored and modeled. This lack of understanding in the Phase I analysis is evidenced by the suggested research item generated from the accident sequence branch RH-SM; an accident initiated by a small reheater leak where the timing and likelihood of appropriate operator responses become important in defining the risk envelope.

Operator and maintenance errors which directly cause failures or initiate accident sequences were introduced in the event trees through the application of historical failure rate data. Such data is representative of the normal operator and maintenance error frequencies that contribute to such equipment failures and accident sequences (see Table 4-4 in AIPA Vol. II). Hence, human errors contributed to the HTGR risk envelope in many sequences. The operator response model then reflects the human ability to recover from previously initiated accident sequences. The following comments are offered in response to the direct points raised in Question #1.

- (a) The operator model would have been optimistic if no limit was placed on the overall reliability, but in each case studied, an upper reliability limit was estimated using typical human task failure probabilities from Ref. 2. Where specific operator responses were well trained and clearly indicated as necessary by control room instrumentation during an accident sequence, the limiting failure probability was assumed to lie in the probability range of 0.01 to 0.0001. In the cases where creative operator thinking is required to identify newly considered responses during accidents for which no training has been given, the failure probability was estimated to lie in the range from 0.9 to 0.01. Hence, the model is capable of including an extremely wide range of probabilities; however, application of data to the model for some of the accident sequences may be optimistic and require re-evaluation as more operator reliability data becomes available. In the Phase I analysis the risk envelope sequence dependent on the operator response model is RH-SM. However, in the more detailed Phase II analysis several operator decisions have been identified which require more detailed modeling and require additional special sequences to address the consequences associated with inappropriate actions. An example of an action by the operating crew which could lead to increased consequences is the case following a reheater leak where the reheater drain valve in the leaking loop is inadvertently opened. This action on the leaking reheater loop would allow additional primary coolant activity to be leaked from the plant, hence increasing the radiological consequences of the event. Thus, although the positive effect of time is inherent in the response model, specific operator actions that increase the consequences can be identified explicitly in the event trees.

The positive effect of time is consistent with many other human reliability models from Refs. 3, 4, 5. Thus, it is felt that the operator response model used in the AIPA Phase I analysis is sufficient to conceptually treat the actions of HTGR operators in the probabilistic risk assessment framework given a lack of applicable experience data. In addition, the simple two-state operator model was helpful in acting as a guide in identifying R&D recommendations.

- (b) The typical "high stress" operator reliability data from WASH-1400⁽³⁾ under a LOCA condition can be fit into a Wiebel probability model of the form

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Probability of operator} \\ \text{success for a defined} \\ \text{task} \end{array} \right\} = 1 - Ae^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta}}$$

Solving for A, η , and β with the WASH-1400 LOCA data yields $A = 0.986$, $\beta = 1.7$, and $\eta = 0.31$ for t in hours. This is characteristic of a mean time to operator response (MTOR) in the AIPA model of about 20 min. and a limiting failure probability 0.014. Thus, both models are based on increasing reliability with time even under high conditions.

The effect of stress was included in the AIPA model by increasing the estimated MTOR by 10 to 20% as conditions indicated, thus reducing the operator reliability throughout the entire time range. In making these estimates it was felt that

stress on the operating crew of an HTGR would be much less than for LWR operators. The inherently slow response time of the graphite core temperature transients during accident conditions coupled with the operator knowledge that considerable time exists before significant quantities of fuel body activity could be released during such transients would tend to promote calm, professional reactor operator decisions and actions. Thus, the stress levels stemming from the accident conditions should be significantly less than the stress levels for LWR operators.

- (c) The operator reliability model described in Vol. II of the AIPA status report was developed as an input-output model for the operators. The inputs were alarms, and anomalous signals and the outputs were characterized by possible operator responses. Operator responses to these inputs range from inappropriate, wrong, or no actions that were classified as failure to actions which mitigate the potential consequences that were classified as operator success. Even though not explicitly identified, consideration was given to inadvertent wrong actions in the Phase I analysis, but, it was determined in the cases considered that the consequences associated with the failed operator sequences were nearly equivalent for both no action or wrong action. Thus, the Phase I analysis was simplified by considering only one failure state for the operator actions*. However, in the case of the reheater leak when the normal instrumentation does not initiate action to halt the release of primary coolant activity it is expected that other instrumentation will give abnormal readings which cause the operator to confer with other control room personnel to verify and check his initial detection of the fault prior to taking manual corrective actions such as shutting the plant down. Thus, in the case of the reheater leak event the operator actions of detection and response were treated separately.

References to Question #1

- (1) "HTGR Accident Initiation and Progression Analysis Status Report," GA-A13617, Vol. I to VIII, published from Oct. 1975 to Jan. 1977 under ERDA Contract.
- (2) Garrick, B. J., et al, "The Effect of Human Error and Static Component Failure of Engineered Safety System Reliability," HRJ-124, AEC Research and Development Report (TID-4500), Nov. 1967.
- (3) Reactor Safety Study: An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants, USAEC, WASH-1400, August 1974 Draft. Appendix III, Pages 130-131.
- (4) Edwards, E., and F. P. Lees, "Man and Computer in Process Control," H. Charlesworth and Co., Ltd. Huddersfield, England, 1973.
- (5) Edwards, Elwyn and F. P. Lees, "The Human Operator In Process Control," Taylor and Francis, London, England, 1974.

*Various sequences in the Phase II analysis have been expanded to consider potential wrong operator actions at times several hours after the sequence was initiated.

Comment 2

The assumption of a fractional release from the fuel upon particle failure is too conservative. A straight diffusion model would reduce the 24 hour release by a factor of 4.

Response

This comment may be true, however, recent test data performed at GA under the ERDA funded HTGR Safety Research Program indicate that a straight diffusion model may be non-conservative. A quarterly progress report (GA-A14625) to be issued in October will describe the data analyzed to date. Both constant temperature and transient temperature tests were performed. The data are interpreted to imply that if a particle is brought to a certain high temperature and held there, there is an initial rapid partial release of fission products which takes place over a period of several tenths of an hour followed by a slow diffusive release of several hours duration. The initial release seems to involve fission products trapped near the surface (BET, not external) and increases strongly with temperature. Since the temperature is continually increasing in the core heatup transient, the non-diffusive release contribution becomes dominant. SORS code predictions to date using this new release model indicate that iodine is released faster than calculated in Vol. VI but xenon release is about the same. The new predictions are being correlated against the transient temperature data. Further work is in progress for other nuclides.

Comment 3

In view of the effects of surface saturation, a non-plateout factor for iodine less than 10^{-1} should not be used. The time dependency of this factor must also be considered.

Response

PCRV plateout was discussed at length in Vol. VIII of the AIPA report GA-A13617. Therein, GA recognized that use of a constant non-plateout factor was a simplification to be adopted only as an interim measure. An ERDA-funded development program was described, consisting of experimental plateout tests correlated with a plateout computer code (PADLOC) being developed especially for application to core heatup conditions. This development program has now progressed to the point where AIPA Phase II Analyses, currently in progress and to be published in the forthcoming Vol. IX of the AIPA report series, are using time-dependent PCRV plateout fractions predicted by the PADLOC computer code. Plateout along the available flow paths in each core heatup sequences is being determined, accounting for adsorption-desorption processes with changing primary coolant temperature, composition, and flow rates along with changing surface temperatures. A wide range of resulting iodine PCRV escape fractions are being found depending on whether PCRV liner cooling remains functional, helium shutoff valves remain closed, what surfaces become available as concrete degradation occurs, PCRV egress flow rate, etc. Depending on the event sequence, the previous (Vol. VIII) non-plateout factor of 2 % for median estimate assumed in the interim analysis is indicated to be high in some cases and low in others.

Regarding surface saturation effects, the tests and PADLOC calculations indicate that plateout decay heat and surface area are more important. As the plateout builds up, the decay heat raises the plateout surface temperature thus effectively limiting the amount of additional iodine which can be adsorbed before saturation can occur. Also, the importance of chemical reactions between the iodine and steel surfaces has been demonstrated in the tests. This reaction results in formation of less volatile and more easily plated out or condensed out iron iodide (FeI_2). The presence of FeI_2 is accounted for in the computer prediction. Results could be significantly different if pure molecular iodine were assumed.

Comment 4

The use of the lognormal distribution in the event trees is questioned. IKT Berlin has calculated by using one fault tree for the whole sequence the uncertainty in the endpoint (no major differences to AIPA) and the intersystem dependency (Differences for RHL).

Response

A similar comment has been made regarding the AIPA methodology for evaluating sequence probabilities, uncertainties, and intersystem dependencies on page 5-21 of Volume VIII. A mathematical proof of the equivalence of the AIPA method of evaluating (overt) intersystem dependencies and the method referred to above of combining all the fault trees together with an and gate is given in Section 4.6.2 of Volume II. It is recognized, however, that the AIPA method of evaluating the uncertainties in the sequence probabilities as a function of the uncertainties in the fault tree probabilities is an approximation. The approximation arises from the assumption that the fault tree uncertainty distributions are lognormal, when in some cases they may depart significantly from lognormality. It can be shown, however, by application of the central limit theorem* that the sequence probability tends to be distributed lognormally whether or not the fault tree probabilities are lognormal since the sequence probability is the product of the fault tree probabilities (i.e., since the logarithm of the sequence probability is the sum of the logarithms of the fault tree probabilities). Thus, the error introduced by the assumption of lognormality tends to be small as suggested by the comment.

* See, for example, Shoman, Probabilistic Reliability - An Engineering Approach, McGraw-Hill, 1968.

Comment 5

There is some problem with the reactor trip fault tree, Y3 block in Figure A2-4, Vol. IV, result should be 5×10^{-7} , dominant number for event 4 without taking "operator" into consideration. (Y3 neglected, is it 5×10^{-7} ?)

Response

Referring to equation (42-6) in Vol. IV, the dominant terms are

$$X_1 \approx Y_2 [Y_3 + Y_{32} + Y_4]$$

where Y_2 = prob. the operator fails to insert the reserve shutdown system given the control rod system has failed.

Y_3 = Prob. the operator fails to trip the control rods with the manual switch given the automatic trip circuits have failed.

Y_4 = Prob. the control rods do not insert due to common mode failures in the control rod drive mechanism.

Y_{32} = Prob. the automatic trip circuit (of the control rods) fails due to common mode failure of the 2/3 logic circuits (as shown in Fig. A2-3).

The input data listed in Table A2-2 contains a typographical error. The value of Y_2 , "operator fails to trip RSS" should be 1×10^{-2} instead of 1.1×10^{-32} .

If no consideration whatsoever is given to the operator, the only means of reactor shutdown is with the control rods via automatic trip. In this case the reserve shutdown cannot be considered since the only means of inserting it is via manual actuation. For this case both Y_2 and Y_3 are neglected, hence

$$X_1 \approx Y_{32} + Y_4 = 1.5 \times 10^{-6}$$

using the values in Table A2-2.

On the other hand, if it assumed that the operator can actuate the reserve shutdown system but not the control rod system (i.e., only Y_3 is neglected), the result for event 4 is

$$X_1 = Y_2 (Y_{32} + Y_4) = 1.5 \times 10^{-8}$$

Hence, the overall assessment for X_1 would only be a factor of 1.5 larger if Y_3 is neglected and a factor of 150 larger if both Y_2 and Y_3 are neglected.

Comment 6

"Diesel-generator startup probability is too optimistic by an order of magnitude or more." No credit will be given for slow demand. Comment on the time dependency of diesel failure rate.

Response

This comment refers to the assessment made for the contribution of the diesel-generator to the CACS failure to start probability in Table A2-3, Volume IV. Referring to equation (A2-7) on page A2-16, the probability of at least 2 of the 3 diesel generator units failing to start on demand is assessed using the formula

$$\text{Prob } \{ \geq 2 \text{ DG} \} \approx 3[(1-\beta) \lambda_d]^2 - 2[(1-\beta) \lambda_d]^3 + \beta \lambda_d. \quad (6-1)$$

where $\lambda_d \equiv$ failure to start probability for each DG unit.

$\beta \equiv$ fraction of λ_d attributable to common cause failure.

The values assessed for λ_d and β in Table A2-3 are:

$$\lambda_d = 2 \times 10^{-3} \quad \beta = .075$$

which gives the result:

$$\text{Prob } \{ \geq 2 \text{ DG} \} = 1.6 \times 10^{-4} \quad (6-2)$$

The value for λ_d was taken from BNWL-813 and is a factor of 10 less than the value quoted in WASH-1400, App. III, Table III 2-1. It was believed valid to assume that the HTGR value be significantly less than that assessed for LWRs since the WASH-1400 value refers to a fast autostart in seconds whereas a full 20 minutes (20 minutes was the design criteria for CACS startup at the time the AIPA analysis of the CACS was carried out) is available to attempt a manual restart for the HTGR in the event the autostart fails on the first attempt. The value of 2×10^{-3} for λ_d is in good agreement with the results of a special pre-startup testing program at FSV during which a total of 355 manual diesel-generator starts were made without failure. Using the binomial distribution, the startup reliability demonstrated by this test data is given by

$$R = (1-\gamma)^{1/N}$$

where $\gamma \equiv$ upper confidence limit on R

$N \equiv$ total number of start attempts without failure.

Using $\gamma = 0.50$ for the median, $N = 355$, R is found to be

$$R = .998$$

which is entirely consistent with the 2×10^{-3} value for λ_d .

Since publication of the seven volume Status Report, the operating experience with diesel generators in the U.S. has been examined in greater detail to investigate the impact of time delays in not only γ_d but β as well. The report by J. L. Crooks and G. S. Vissing, "Diesel-Generator Operating Experience at Nuclear Power Plants" (U.S. AEC Report OOE-ES-002, June 1974) summarizes the failures that have occurred at 29 nuclear plants during the period October 1959 through October 1973. Although most of the failures occurred during surveillance testing, some occurred during actual demand situations.

The experience data in the above report is summarized as follows:

1. During the above mentioned period, there were a minimum of 2940 diesel-generator start attempts.
2. There were a total of 43 occurrences of failure of individual (i.e., independent) diesel generator units to start and accept the load. (41 during surveillance tests, 2 in actual demand situations.)
3. There were three occurrences of common mode failures that affected 3, 2, and 2 diesel generator units respectively, giving a total of seven diesel generator units failed due to common cause failure.

Counting the total number of diesel-generator failures from items 2 and 3 above, and the total number of diesel generator startups from item 1. the point estimate of the failure to start probability per diesel unit, λ_d is

$$\lambda_d = \frac{43 + 7}{2940} = 1.7 \times 10^{-2}$$

The point estimate of β is

$$\beta = \frac{7}{43 + 7} = .14$$

Using these values in equation (6-1) for the case of no credit for time dependence gives

$$\text{Prob} \left\{ \geq 2 \text{ DG, } \begin{matrix} \text{Fast} \\ \text{Autostart} \end{matrix} \right\} = 3.2 \times 10^{-3} \quad (6-3)$$

which is a factor of 10 greater than that assessed in AIPA, i.e. eq. (6-2).

The failure summaries in the report referred to earlier were examined to determine whether the fault was actually corrected and the diesel successfully restarted within 20 minutes. In many cases, such as the failures that occurred during surveillance testing, no attempt was made to quickly

restore the fault since there was no incentive (i.e., not an emergency situation). In these cases a judgement was made as to whether or not the fault could be reasonably expected to be corrected within 20 minutes during an actual demand situation. The failure summaries have been included in this response as "Attachment B". The failures marked "Y" were either actually restored within 20 minutes or judged to be capable of restoration within 20 minutes with a high probability in an actual emergency situation. Those marked "N" were assumed to require more than 20 minutes to repair, and those marked "?" were assigned a 50-50 chance of successful restart within 20 minutes. Based on this examination, the following results are obtained.

1. Of the 43 occurrences of independent diesel generator failures 24 can be expected to be capable of repair within 20 minutes with a high probability, and 8 were found to be marginal. Therefore, $28 = 24 + 8(.5)$ is the expected number of cases of independent failures that would be corrected within 20 minutes in an actual emergency situation.
2. Of the 3 occurrences of common mode failure to start, 2 were actually corrected well within 20 minutes. Since the one event that could not be repaired quickly affected 3 units, a total of 4 of 7 diesel generator failures due to common mode were repaired within 20 minutes.

Eliminating the failures corrected within 20 minutes, the revised point estimates of λ_d and β can be obtained as:

$$\lambda_d = \frac{50 - (28 + 4)}{2940} = 6.2 \times 10^{-3}$$

$$\beta = \frac{7 - 4}{50 - (28 + 4)} = .17$$

Using these values in equation (6-1), the updated assessment for failure to start two or more diesels within 20 minutes is:

$$\text{Prob } \{ \geq 2 \text{ DG in 20 min.} \} = 1.1 \times 10^{-3} \quad (6-4)$$

which is a factor of about 7 greater than the original AIPA assessment, i.e. eq. (6-2) and a factor of about 2.5 less than the value for fast autostart (eq. 6-3).

We find that the experience data on actual diesel-generator demand situations in nuclear power plants both in the U.S. and Great Britain supports the view that credit should be given for time dependence in the assessment of diesel-generator systems. Our review of this experience data reveals that there have been six incidents (four British and two U.S.) of loss of offsite power followed by common mode failure of the onsite emergency power system (i.e.,

six occurrences of loss of all AC power). The summaries of these events have been included as Table 6-1. It can be seen that all of these events have been repaired or recovered within 50 minutes and four out of six have been repaired within 5-10 minutes. This suggests a factor of three credit for 20 minute time delay consistent with that assessed above. These examples serve to show that failures tend to be repaired quickly in actual emergency conditions. Indeed, if no credit should be given for a time delay after the diesels fail on the first autostart attempt, then there should have been six core melt accidents when, in fact, there have been none! GA is considering revising its original assessment of diesel generators in Volume IX similar to equation (6-4) and recommends that KFA consider these values as well. However, it clearly appears to be unrealistic that no credit be given for time delays. Furthermore, it is important that both λ_d and β be evaluated using the same data base as was shown in the previous examples.

Table 6-1

Incidents Involving Loss of Offsite Power Combined With
Common Mode Failure of Onsite Power System

BRITISH GCR INCIDENTS

Station A: Severe winter weather had led to extensive icing of insulators on the 132KV grid culminating in a loss of grid connection to the station. The resulting electrical instability within the station tripped one of the auxiliary turbines which supplies variable frequency to the gas circulators. This led to a reactor and power turbine trip. A loss of AC power signal was generated to start the emergency diesel generators and the three sets duly started and began to pick up load. However, all three diesels stalled within a few minutes due to overheating caused by the freezing of the water jackets which had occurred while they were on stand-by. Power was recovered within 50 minutes by switching supplies from a second reactor on site which had not been affected by the loss grid.

Station B: This station has the conventional DC, battery backed, "guaranteed" emergency electrical supply system. The DC supply is used to power instrumentation and controls, circulator pony motors, and some of the emergency feed and lubricating pumps. The DC supplies were lost due to a maintenance error—a metal handled wire brush was dropped accidentally across the bus. This led to a reactor and turbine trip and loss of the variable frequency supplies to the gas circulator motors. In addition, the instrumentation was lost and the controls became inoperable, including the diesel generator starting system. Power was recovered after an outage of 50 minutes.

Station C: A loss of grid connection due to severe winter weather was followed by loss of internal generation due to electrical instabilities. The diesel generators were running at the time but were lost upon being loaded with plant loads due to the operation of protective devices. The diesels were restarted manually and power was recovered within a few minutes.

Station D: A loss of grid connection due to severe winter weather was followed by loss of internal generation due to electrical instabilities. The diesel generators started automatically, but subsequently stalled due to a common mode maintenance error. The diesel generators were restarted manually and power was recovered within 10 minutes.

U.S. LWR INCIDENTS

Haddam Neck (1968): During an offsite power failure all three diesel generators started and carried all loads satisfactorily. When a pump was removed from the load, two diesel generators tripped due to voltage regulator action. The other diesel then tripped. The diesel generators were restarted manually and power was restored within 5 minutes.

Table 6-1 (Cont.)

Millstone 2 (1976): The starting of a 1500 HP circulating water pump drew the essential bus voltage below the undervoltage trip point causing a loss of normal power condition to be sensed. The sensing of this condition caused reactor and turbine trip, the normal power source was stripped from the buses and loads shed, the diesel generators started automatically and were connected to their safety related buses. Emergency loads were then sequenced onto the buses. However, the inrush current of these loads caused the bus voltage to drop below the undervoltage trip point for each load causing load reject. Subsequent investigation determined that the undervoltage relays had been commonly set too high. Power was restored by resetting the undervoltage relays. The total time the emergency buses were incapable of accepting emergency loads was 5 minutes.

Comment 7

Auxiliary Circulator Startup Probability disagrees with WASH-1400 by a factor of 3.

Response

Our assessment for the fail to start probability of the auxiliary circulator, motor and controls given in Table A2-3, Volume IV is 3×10^{-4} . The value quoted in Table III 2-1 in WASH-1400 for pumps is 1×10^{-3} and that for motors is 3×10^{-4} . The logic behind the ALPA assessment is that, by analogy with pumps, the 1×10^{-3} value should be applicable to the auxiliary circulator for a fast autostart. It was assumed that credit should be given for the slow demand (20 minutes) as was the case for the diesel-generator (see Comment 6). Of the dominant failure modes for the auxiliary circulator assembly, most would occur in equipment located outside the PCR/V, (e.g. motor control circuits, frequency transformer, inverter, etc.) and would, therefore, be repairable. An exception to this is the circulator motor itself which is located within a PCR/V cavity. Therefore, in order to reflect the permitted 20 minute startup delay in the assessment for the circulator assembly, the WASH-1400 assessment for motors was used. A factor of 3 credit for manual restart seems reasonable in view of our revised assessment of diesel generators presented in response to Comment 6, which shows that nearly 2/3 of the diesel generator failures that actually occurred in the U.S. could have been repaired within 20 minutes.

Comment 9

Limiting condition for CACS restart should be lower rather than upper thermal barrier. (Re: Fig. A2-9, Vol. IV)

Response

The rationale for selecting the upper thermal barrier as the limiting condition for CACS restart is discussed on page A2-33. It is stated in the second paragraph that it is not clear that core cooling would be precluded after the upper thermal barrier cover plates temperatures reach 1500°F. It was recognized that this assumption was conservative, however, insufficient information was available at that time to precisely define the failure modes of the primary coolant system components during core heatup and, hence, to justify a less restrictive condition for CACS restart.

As you know, we have substantially improved our thermal and structural analysis of the PCRV and primary coolant system during core heatup since publication of the eight volume report. (See response to comment #26). Our current analysis indicates that the limiting condition for CACS or Main Loop restart is the temperature of the lower thermal barrier in the vicinity of the lower CACS or steam generator cross ducts, the CAHE or steam generator tubes, and the circulator bladding, once forced primary coolant circulation has been re-established. The failure temperatures of each of these components appears to be reached at about 3 hours following reactor trip and loss of forced circulation occurring from full power at $t = 0$. Part of the reason for this change is that the upper thermal barrier has been found to remain intact until about 30 hours into the event. Although the temperature of the upper thermal barrier coverplates rises relatively rapidly while the PCRV is pressurized, the cover plates actually cool during PCRV depressurization due to the flow of the relatively cool gases from the PCRV steam generator and CAHE cavities. Thereafter, the rate of temperature rise (of the upper thermal barrier) is rather slow governed by thermal radiation from the upper core reflector surfaces. Hence, our current work supports the contention that the upper thermal barrier is not the limiting condition for CACS restart. The lower thermal barrier in addition to the heat exchanger tubes and circulator bladding appear to represent the limiting conditions since all reach their respective failure limits at about the same time.

Comment 10

KFA requests additional information on the PCRV relief valve response during core heatup. Failure rate and consequences requested for the case when the relief train fails to open.

Response

A discussion of the most probable response of the PCRV relief valves during core heatup is given in the response to Comment 29. We have also investigated the case when both PCRV relief trains fail to open on demand during core heatup. A Fault tree analysis for this case indicates that the probability of failure of both relief valves to open as designed is about 1×10^{-3} /demand.

We have investigated the response of the PCRV for the case when the PCRV relief valves are assumed to fail closed during a core heatup transient, although the results thus far should be regarded as preliminary since we plan to do additional work in this area. We have found that the PCRV response is sensitive to the status of the main loop (primary coolant) shutoff valves. For the most probable case with all main loop valves closed, the steam generator cavities heat up slowly relative to the core cavity which tends to keep the rate of temperature rise low. Our thermal model of the PCRV top head predicts that the upper thermal barrier coverplates reach 1500°F in about 4 hours. At this time, some of the cover plates may begin to fall off exposing the PCRV liner to the upper plenum of the core cavity. At some point in time greater than 10 hours the PCRV liner is expected to melt followed by PCRV depressurization by one of two modes. One mode is through the liner cooling system tubes and out the liner cooling system pressure relief valve (set at 125 psig) into the containment. The second mode is a slow depressurization through small cracks in the top head concrete. The penetrations themselves experience very little temperature rise during this time frame. Since the PCRV pressure before depressurization is on the order of 800 psig and the PCRV penetration closures are designed to withstand 2300 psig, closure failure before depressurization does not appear to be a possible mode of PCRV failure.

Comment 12

Information requested on fuel melting, sublimation, boron migration and other effects of very high core temperatures during HTGR core heatup.

Response

A brief summary of the effects of very high core temperatures during core heatup is given in the response to Comment 26. A more thorough dissertation on this subject will be presented in Volume IX.

Comment 13

KFA requests additional information on the containment recirculation filter systems. Information on the real design of the filter system (like capability, cooling, energy supply) and on the deduction of the assumed failure rate.

Response

Descriptions of the reactor containment system and its filter system have been provided to KFA. The probability assessment for this system as described on pages A2-41 through A2-46 in Volume IV.

Comment 14

Reheater leak frequency is conservative, steam generator tube rupture frequency optimistic.

Response

It is noted that the initiating event for moisture ingress in the seven-volume report was "offset rupture of a tube" and not "tube leak of any size". Our current assessment for the latter is a tube failure rate of any appreciable size at 10^{-1} per reactor year based on MAGNOX reactor experience (see response to Comments 29 and 30). We agree that the operating conditions in the reheater (e.g. single phase flow) may warrant a tube failure rate that is less than that for the steam generator, however, there is very little available data regarding nuclear reheaters that could be used to justify this view. Therefore, we have used the MAGNOX steam generator data in our assessments for both the moisture ingress and reheater leak events.

Comment 15

Release for (Reheater) Sequence LA in Table 4-2, Vol. VI should be 16.5 Ci instead of 2.75 Ci.

Response

Branch LA and all reheater leak branches designated beginning with the letter L represent the class of large tube leaks with helium flow rates from 0.27 to 8.2 lb/sec. As presented in Table 4-1 of Vol VI the log average helium flow rate is about 1.5 lb/sec. This log average flow rate was used to calculate the gasborne activity release of 2.75 Ci as described on page 4-2 of Vol. VI. The release would be 16.5 Ci if the upper bound leak rate of 8.2 lb/sec were used, but this would be inconsistent with the Phase I method of calculating the median activity release for the class of large reheater leaks as the best estimate value. The upper bound value is reflected in the uncertainty band assessed for the consequences of sequence LA. In this regard, it is noted that the event tree for large reheater leaks (Fig. 4-4, p 4-13, Vol IV) incorrectly lists the median release rate as 3 Ci/sec. This should read 0.5 Ci/sec; 3 Ci/sec corresponds with the upper bound leak rate of 8.2 lb/sec. Also, there is a typographical error in the intermediate reheater leak event tree (Fig. 4-6, p. 4-19, Vol IV). The release rate of "10 micro-curries/sec" should read "10 milli-curries/sec".

Comment 17

The treatment of iodine plateout in condenser for reheater leaks ignores the possible formation of organic compounds. A 1 percent release fraction should be used.

Response

It is true that the effects of organic iodide formation were not considered in the analysis of reheater leak consequences, however, this effect was ignored primarily as a simplifying assumption in recognition that the radiological consequences of reheater leaks are relatively insensitive to assumptions regarding iodine plateout. The iodine release fraction would have to increase by an order of magnitude above the proposed one percent value before the thyroid dose begins to compete with the whole body dose. Therefore, the use of a one percent release fraction would not result in a significant increase in reheater leak consequences above that predicted in Volume VI of the AIPA report.

In the more recent AIPA analysis of reheater leaks to be presented in Volume IX of the report series a 2.5% release fraction for iodine from the condenser is used. This is based on a calculation of perfect sink plateout on the condenser tube surfaces in the presence of ammonia and hydrazene in the condensate. The competing effects of organic iodide formation and washout by the condensate shower inside the condenser have been ignored in the calculation. However, had both effects been included it is believed that the release fraction would be no greater than 2.5%.

Comments 18-24

Comments 18-24 have been made on the AIPA analysis of large earthquakes. These comments were clarified and expanded on during the visit of Dr. Jurgen Altes to San Diego in August, 1977. Since the number of earthquake comments has increased from six to nineteen, the expanded list is referred to below alphabetically so that we may retain the same numerical designation of the remaining comments.

Comment A

There appear to be no significant errors in the earthquake frequency estimation model itself. To be more specific, KFA's statistical consultant agrees with the use of the Poisson and lognormal distributions as the basis for the model.

Response

It is gratifying to have the validity of the model confirmed.

Comment B

The KFA statistical consultant states that the value of the model parameter σ may not be the same at all sites.

Response

This is true and was acknowledged on pp. 4-61 and 4-81 in Vol. II of the AIPA Status Report. Furthermore, it would not have been appropriate to include such site-to-site variabilities within the scope of the Vol. IV computations since those computations included only the effects of within-site variabilities (see p. A3-4 in Vol. IV).

A question could rightfully be raised as to which type of variability should be used in the analysis. The AIPA study team believes that the within-site variabilities properly represent the uncertainties associated with a single, representative (median) site as addressed in the study. However, it is also recognized that useful information and insights could be obtained by considering site-to-site variabilities.

Comment C

A question was raised as to the reason for using the approximation given by Eq. (4-113) in Vol. II as the basis for estimating the uncertainty in the earthquake occurrence frequencies instead of using the exact formula given by Eq. (4-105) [or, equivalently, by Eq. (4-109)] in Vol. II. Analysis has shown that the use of the exact formula yields a value for the upper 95th percentile of the earthquake frequency that is about one order of magnitude higher than that computed by the approximate formula. (This is a clarification of Issue 18 in the original listing.)

Response

Before responding to this comment directly, it is necessary to provide some background information. There was really only one reason for estimating earthquake occurrence frequencies and assessing the uncertainties associated with those estimates—namely, those results were to be used as input in event trees for the primary purpose of estimating the occurrence frequencies (and uncertainties thereof) of complete accident sequences that could potentially be initiated by an earthquake. The occurrence frequency for each such accident sequence (as identified by one complete event tree branch) was assessed in terms of several branching point probabilities based on a product model of the following form:

$$N_b = N_e \prod_r P_r$$

where N_b = the occurrence frequency for the complete accident sequence as defined by one event tree branch.

N_e = the occurrence frequency of the initiating event (large earthquake).

P_r = branch-point probabilities for specified equipment/operator responses to the initiating event.

Taking natural logarithms of the above formula yields

$$\ln N_b = \ln N_e + \sum_r \ln P_r$$

Because of the central limit theorem, there is a tendency for the variable " $\ln N_b$ " to be normally distributed, with its mean equal to the sum of the means of the variables " $\ln N_e$ " and the " $\ln P_r$ " and its variance equal to the sum of the variances of those same variables. The above-identified consequences of the central limit theorem tend to be valid regardless of the forms of the uncertainty distributions for the variables " $\ln N_e$ " and the " $\ln P_r$ "—that is, those distributions need not be normal; as a matter of fact, the central limit theorem tends to be valid even when they depart rather markedly from normality.

With the above background information, it is now possible to address the comment. There were several reasons for using the approximation given by Eq. (4-113) in Vol. II as the basis for estimating the variance of the variable " $\ln N_e$ ":

- a. The uncertainty distribution for N_e , as given by Eq. (4-105), is not lognormal; that is, $\ln N_e$ is not normally distributed.

- b. It was necessary to estimate the variance (not the 95th percentile) of $\ln N_e$ in order to be able to estimate the variance of $\ln N_b$ based on the propagation of variance formula.
- c. There was no simple, readily available formula known to the analyst for calculating the variance of $\ln N_e$ directly from the input parameters in Eq. (4-105).
- d. A more accurate evaluation based on Monte Carlo simulation techniques was not possible because the then-available code (SAMPLE) would not accept any uncertainty distribution forms other than normal, lognormal, exponential, uniform, and loguniform (and all input distributions had to be of the same form).
- e. The size of the analysis task and the constraints of available time and funding precluded the use of a more accurate analytical type of approach.
- f. The approximation formula for the standard deviation, as given by Eq. (4-113), was believed to provide a reasonable basis for estimating the variance of $\ln N_e$.

It should further be pointed out that, not only is Eq. (4-113) an approximation for estimating the variance of $\ln N_e$, the substitution of $\gamma = 0.50$ into the exact equation [Eq. (4-105)] to evaluate the median of N_e provides only an approximate estimate of the mean of $\ln N_e$ (because N_e is not lognormally distributed). This can easily be seen from Table 1, which shows the "exact" distributions of N_e and $\ln N_e$ (as a function of γ) as developed from Eq. (4-105) based on $\alpha = 1$ for the Allens Creek site.* (The distributions are "exact" in the sense that the tabulated values correspond to the centers of 25 intervals of equal size for the cumulative probability γ over the range from 0 to 1.) Based on the 25 values listed for $Y(\gamma) = \ln N(\gamma)$, the mean and standard deviation are estimated (with probably reasonable accuracy) to be**

*Slight differences in corresponding computed values in Table 1 below and in Table A3-4 in Vol. IV of the AIPA Status Report are attributable to differences in the calculators used.

**The standard deviation, σ_Y , was calculated from the formula applicable to populations rather than the one for sample data because the values listed in Table 1 for $Y(\gamma)$ are really population values, as distinguished from a sample drawn at random from the population.

$$\mu_Y = -16.595$$

$$\sigma_Y = 2.267$$

Notice that the mean value is below the 50th percentile of

$$Y_{50} = -16.279$$

The mean is actually located at approximately the 44th percentile of the distribution of $Y(Y)$. However, in the AIPA Status Report, the mean was approximated in terms of the median, as follows:

$$\bar{Y}_{sr} = Y_{50} = -16.279$$

This result is higher (less negative) than the actual mean:

$$\bar{Y}_{sr} > \mu_Y$$

Hence, it appears that the median frequencies as estimated in the Status Report for each of the accident sequences initiated by large earthquakes may be somewhat biased on the high side.

Consider, next, the estimate of the standard deviation. The correct value is $\sigma_Y = 2.267$. The estimation formula [Eq. (4-113)] yields

$$S_{sr} = \frac{1}{2} (Y_{0.84134} - Y_{0.15866}) = 2.226$$

This result is very close to the correct value; the error is 1.8 percent on the low side. (The effect of this error on the value of the uncertainty factor for N_e is much less than the error associated with the mean of Y .) Clearly other approximation formulas could be proposed to estimate the standard deviation, such as the following:

$$S_{5-50} = \frac{1}{1.645} (Y_{50} - Y_5) = 2.849$$

$$S_{50-95} = \frac{1}{1.645} (Y_{95} - Y_{50}) = 1.751$$

$$S_{5-95} = \frac{1}{2} (S_{5-50} + S_{50-95}) = 2.300$$

Each of these approximations is in error:

S_{5-50} : 25.7% on the high side

S_{50-95} : 22.8% on the low side

S_{5-95} : 1.5% on the high side.

Thus, the errors associated with S_{sr} and S_{5-95} are of the same order. In considering errors associated with the 95th percentile of the branch frequency, N_b , it should be pointed out that the small error on the low side resulting from using S_{sr} instead of σ_y tends to be more than offset by the large error on the high side resulting from using Y_{50} instead of μ_y .

With regard to the final point of the comment (the order-of-magnitude difference between estimates of the 95th percentile of the earthquake frequency N_e based on the exact and approximate formulas), this is not, in itself, crucial to the study final results. As noted above, it is important that the mean and variance of $\ln N_e$ be correctly estimated as a basis for estimating the mean and variance of the branch variable $\ln N_b$, thereby providing reasonable estimates of the median and 95th percentiles of the branch frequency N_b .

Comment D

The earthquake area of analysis is not as well known and understood as other accident conditions that have been analyzed.

Response

Agreed, but it was even less understood before the work described in the Status Report was performed.

Comment E

It is believed that the four sites selected as the basis for the AIPA numerical evaluation of earthquake frequencies are not properly representative of eastern U.S. sites for several reasons:

- a. The mean of the maximum earthquake intensities (on the modified Mercalli scale) is lower for the four sites selected for the AIPA analysis than for all fifteen eastern U.S. sites included in the Stevenson paper.
- b. The mean of the ratios of SSE acceleration to the estimated maximum observed acceleration at each site is higher for the four sites selected for the AIPA analysis than for all fifteen eastern U.S. sites included in the Stevenson paper.

- c. The four sites are located in areas of lower than average seismicity among all the sites of nuclear power plants in the eastern United States.
- d. The SSE values are too high (at the four sites) for areas of such low seismicity.
- e. One-third of the German sites have seismicities that are higher than those at the four sites that served as the AIPA study base.

Response

This is the first comment received thus far that identifies a concrete basis for the claim that the AIPA estimates of earthquake frequencies are too low. This provides a concrete basis for discussion and for further exploration by the AIPA study team.

The truth of reason "a" above can readily be confirmed from the list of intensities in Stevenson's paper. Further comment on this matter is provided at the end of this response.

With regard to reason "b", it would seem that a more symmetrical distribution of the data would be obtained by basing it on the $\ln p$, rather than p itself (where p is defined as in the AIPA Status Report). Further justification for studying the distribution in terms of $\ln p$ rather than p is that the earthquake frequency model used in the AIPA study depends on $\ln p$ --see Eq. (4-109) in Vol. II and Eq. (A3-1) in Vol. IV. The pertinent data are listed in Table 2 and plotted in Fig. 1. Notice how very nearly symmetrical the data plot is and how very nearly equal the mean values appear to be. Some statistical tests were performed to check for distribution normality and for equality of the distribution means and variances. Table 3 provides the data needed for application of the Kolmogorov-Smirnov test for goodness of fit.* Based on that information, there is not sufficient evidence at the 5% level of significance to doubt two hypotheses: (1) the values of $\ln p$ from all 15 sites are samples from a normal population; and (2) the values of $\ln p$ from the 4 sites used in the AIPA study are samples from a normal population. The information presented in Table 4 indicates that there is not sufficient evidence at the 5% level of significance to doubt the hypothesis that the means and variances of the populations from which the two data sets were sampled are the same. In other words, the above

*The observed probability values tabulated in the next-to-last column are median rank values based on sample sizes of 15 and 4 for the two sets of sample data.

findings indicate that there is not sufficient evidence to doubt the hypothesis that the two sets of sample data were drawn from the same population, at the 5% level of significance.

The above conclusion can also be reached by considering median occurrence frequencies [which are, of course, related to the parameter $\ln p$ in accordance with Eq. (4-109) in Vol. II]. A comparison of the median frequency estimates based on the four sites used in the AIPA calculations (see Table A3-7 in Vol. IV) with those based on all 15 eastern U.S. sites in the Stevenson paper yields the following data:

<u>α</u>	<u>4 Sites</u>	<u>15 Sites</u>
1	2.06×10^{-8}	6.05×10^{-8}
2	1.55×10^{-10}	5.56×10^{-10}

Thus, it would appear that reason "b" has a relatively small impact—something of the order of a factor of only three to four (which is very small compared with potential errors of several orders of magnitude). Further comment on this matter is provided at the end of this response.

Comment on reason "c" is given at the end of this response.

With regard to reason "d", it should be pointed out that this claim of inordinately high SSE values for the low levels of seismicity at the four sites would seem to be equally applicable to many (if not all) of the 15 eastern U.S. sites listed in the Stevenson paper—as would seem to follow from the close similarity of data and results as discussed above in conjunction with reason "b". These results may well be somewhat indicative of the effects of the licensing process. Thus, it would not be appropriate to lower the SSE accelerations at those sites (for the purposes of probabilistic evaluation only) to be more in line with what might be deemed more appropriate SSE levels for the respective site seismicities, for such an approach would not seem to provide a realistic assessment of SSE occurrence rates based on the SSE levels that have actually been defined as a result of the licensing process.

With regard to reason "e", if one-third of the German sites have higher seismicities than those of the four sites used for the AIPA calculations, then it would seem to follow that the other two-thirds of the German sites must have equal or lower seismicities than those at the four sites used in the AIPA study. If that is true and if the seismicities of German sites are roughly comparable to those in the eastern U.S., then it would seem that the four sites used in the AIPA study should be very nearly representative of all (or, at least, most) of the sites in the eastern United States.

Some final thoughts, applicable to several of the five reasons listed above, are in order. Several of the reasons are based on the notion that the four sites selected for the AIPA calculations are not representative of eastern

U.S. sites or of the fifteen sites in Stevenson's paper, in one way or another. It seems possible that the KFA comment may be the result of a different definition for the term "representative". This term might be used (by KFA) in the sense of "conservative"--that is, few (or no) sites having earthquake occurrence frequencies higher than those of the "representative" (in the sense of "conservative") site. This kind of definition would certainly seem to explain the basis for reason "e" above. However, this is not the definition of the term "representative" as used in the AIPA study; it was used there in the sense of "central" or "median". Thus, the AIPA study objective for "representativity" basically represents a quest for median estimates. This analysis objective was applied throughout the study, including such areas as earthquake occurrences, meteorology, and population density. Site-to-site variations are dealt with separately. Meteorology and population distributions were varied, and one such variation is reported in the Gatlinburg paper.* However, a similar study of seismic variations and of the resulting effect on consequence has not yet been reported. In view of the above observations, it follows that the AIPA results are not intended to be directly applicable to any one specific site (unless, of course, that site happens to be a "representative" site in the sense of "median"). It should be noted that the objective of the AIPA earthquake analysis was to estimate the occurrence frequencies of large earthquakes at a representative (in the sense of median) current or future site of an HTGR. It does not necessarily follow that the study results would be representative of all current LWR sites or of all 15 sites in Stevenson's paper because of changes in regulations, design and building codes, and the licensing process. The four sites selected from Stevenson's list of 15 eastern U.S. sites were selected for only one reason--they were the last four to be docketed, all being docketed in 1973. It was believed that those four sites would most nearly reflect the more current state of technology and the provisions of 10CFR100,** Appendix A, which pertains to the establishment of SSE values. However, it is recognized that the points raised in the KFA comment may have some merit and, hence, that further investigations of site seismicities and ρ values over a more complete sample of sites may be appropriate.

Comment F

The surveillance period of 120 years is too short a data base period for low frequency events. The data base should be increased by averaging over larger land areas.

Response

If the computational model--that is, Eq. (4-105) in Vol. II--is correct (as seems to be the message of Comment A), then the parameter γ should provide a proper measure of the uncertainty associated with the duration of the surveillance period. This was used in estimating the uncertainty of calculated values of earthquake occurrence frequencies. With regard to the idea of averaging over larger areas (which is similar to averaging over a number of sites), this was done (at least to some degree) when the estimates from four sites were combined to give median estimates.

Comment G

The maximum observed accelerations recorded in the Stevenson paper were not measured; they are estimates.

*Joksimovic, V., W. J. Houghton, and D. Emon, "HTGR Risk Assessment Study", paper presented at the International Conference on Nuclear Systems Reliability and Risk Assessment, Gatlinburg, Tennessee, June 20-24, 1977.

** Title 10, U.S. Code of Federal Regulations, Part 100.

Response

The ALPA study team was aware of this. This reflects the current state of the art with regard to seismic analysis.

Comment H

Stevenson has a more recent paper which includes more sites and modifies the estimated maximum observed accelerations at the 15 sites reported previously by using a different correlation expression for seismic attenuation. (See Issue 22 in the original listing).

Response

The impact of this newer information should be assessed.

Comment I

The check on normality at the bottom of p. A3-14 in Vol. IV is no check at all, because the calculated results were based on a distribution that was initially assumed to be normal; therefore, the calculated results must also be normal.

Response

This is simply a misunderstanding. The check was merely a check on the consistency of the calculations, not to confirm that the results were normally distributed. The check on calculational consistency was deemed a matter of good engineering practice because all calculations had been performed manually on a small desk-top calculator.

Comment J

Ahorner made no comment about the Stevenson approach. (This clarifies Issue 23 in the original listing).

Response

Clarification accepted.

Comment K

Ahorner has estimated earthquake occurrence frequencies at the $\alpha = 1.1$ level at two German sites with seismicities similar to those at eastern U.S. sites:

$1.3 \times 10^{-4} \text{ yr}^{-1}$ at Biblis

$9.5 \times 10^{-6} \text{ yr}^{-1}$ at Kalkar

It is for this reason that the Ahorner results are believed to be comparable to the Hsieh results rather than the AIPA results. This is in contrast to the implied comparability (see p. 3-174 in Vol. IX) between the AIPA interim results and the lower range of frequencies as estimated by Ahorner for a large portion of the Northern Rhine area that he analyzed; it is believed that the AIPA study team misinterpreted the Ahorner paper referenced in Vol. IX. (This clarifies Issue 24 in the original listing).

Response

These results are most interesting and need to be given further consideration. Of course, this comment is quite similar in nature to that of Comment E. Hence, the response to Comment E is applicable here as well. In particular, do the Biblis and Kalkar sites have seismicities comparable to those of current eastern U.S. sites, and are the SSE levels that are specified for Biblis and Kalkar comparable to those currently being specified in the eastern United States? Also, in view of the discussion of "representativity" given toward the end of the response to Comment E, it seems reasonable to question whether the above-cited frequency estimates are median values or some level of conservative (upper limit) estimates--like 95th percentiles (which should not properly be compared with AIPA median estimates). Also, as indicated in the response to Comment E, the AIPA results are not intended to be applicable to specific sites. Thus, the AIPA results should not necessarily be considered applicable to Biblis and Kalkar -- unless, of course, Biblis and Kalkar are "representative" (in the sense of "median") for future sites for HTGRs located in the eastern United States. (see the last paragraph of the response to Comment E).

With regard to that portion of the comment that deals with the claimed misinterpretation of the Ahorner paper, it should be noted that the results presented in that paper are based on frequency estimates (together with estimated uncertainties of those estimates) that were made for each of 220 sites that are uniformly distributed (or, at least, very nearly so) over the Northern Rhine area that was covered in that paper. The results which are displayed essentially as isofrequency lines on maps of the area studied, indicate a broad spectrum of frequencies whose range spans nearly three orders of magnitude. The lower end of that range, which is applicable to about 50 percent of the Northern Rhine area studies, is in close agreement with the interim AIPA median results presented in Vol. IX. The upper end of that range, which is applicable to about 5 percent of the Northern Rhine area, is in agreement with the Hsieh results. In view of the large proportion of the area to which the low end of the frequency range is applicable, together with the tendency to site nuclear power plants in areas of low seismicity (in preference to areas of high seismicity), it would seem more reasonable to consider the low end of the frequency range to be representative (in the sense of median) for nuclear power plants rather than the high end of the frequency range. It is, of course, recognized that the high end of the frequency range could be identified as a conservative frequency estimate for the entire Northern Rhine area studied. However, as pointed out in the response to Comment E above, the objective of the AIPA study is not for conservatism of results; instead, it is for representativity in the sense of median.

Comment L

It is the "gut feel" of the KFA consultants that equipment survival probabilities cannot be estimated in terms of such a relative parameter as α ; absolute accelerations must be used. They believe that the AIPA assessment would be applicable only to the value of $SSE = 0.15$ g because that is the highest (and most frequent) SSE value associated with the four sites used as the basis for the earthquake frequency analysis.

Response

This is an interesting idea that deserves further investigation and study. It should be reiterated that the seismic aspects of the AIPA study have not yet been extended to cover sites other than representative ones.

Comment M

KFA disagrees with the AIPA probability model for equipment failures that are caused by large earthquakes, where the model is given by Eqs. (4-159), (4-171), (4-173), and (4-174) in Vol. II. The computed failure probabilities are highly sensitive to slight variations in the model parameters α_1 and α_2 —parameters whose values cannot be accurately known. This yields much higher uncertainties in equipment failure probabilities than those reported. They agree, instead, with the Newmark model. (This clarifies Issue 19 in the original listing).

Response

The comment about the AIPA model is most interesting and reveals a need for further investigation in the area of modeling equipment failure

probabilities. KFA's agreement with the Newmark model may be reasonable, but it is believed that it may yield failure probability estimates that are too low for the CACS (the Newmark model was used in the CACS analysis of Section A3.4 in Vol. IV as the lower limit of the uncertainty intervals for equipment failure probabilities, the AIPA model as the upper limit) and too high for such cases as reactor trip.

Comment N

The plot of equipment failure probability as a function of α should be steeper for the case of reactor trip than that developed in the AIPA study. It should be like the line recommended by KFA in Fig. 2. The computer analysis work performed by the KFA consultants revealed that the plot should be 3 or 4 orders of magnitude higher than the AIPA plot, with the corresponding α values being

$$\alpha_1 = 2.5$$

$$\alpha_2 = 3.5$$

(This clarifies Issues 20 and 21 in the original listing).

Response

This whole area of estimating equipment failure probabilities has been recognized as requiring further analysis. It is interesting to note that the three or four order of magnitude increase recommended by the consultants yields an estimate that is reasonably close to that derivable from the Newmark model for $\alpha = 1.1$ (see Tables A3-14 and A3-16 in Vol. IV), but the results would be significantly different for $\alpha = 1.9$. It should be pointed out, though, that the three to four order-of-magnitude increase in the probability of earthquake-caused failure to trip the reactor at $\alpha = 1.1$ (as recommended by the KFA consultants) would result in a probability value of the order of 1×10^{-5} (based on the 4×10^{-9} value in Table A3-14 of Vol. IV), which would be about three orders of magnitude higher than the 1×10^{-8} value for the probability of failure under non-earthquake conditions (see pp. A2-13 and A3-22 for this). Such numerical results would be inconsistent with the design intent of the reactor trip system, which is an engineered safety feature system that is designed to function successfully in the event of an occurrence of an SSE.* Perhaps it is this consideration

*The reactor trip system tends to be highly reliable because it consists of two separate and diverse trip systems, either one of which is capable of tripping the reactor. Furthermore, there is a degree of redundancy and diversity within each of the two trip systems.

that has led KFA to regard the AIPA value to be correct at $\alpha = 1.1$. However, this would seem to lead to a problem: on what basis can it be claimed that the consultants' plot (which parallels the AIPA plot) is too high at $\alpha = 1.1$ and that the AIPA result is correct at $\alpha = 1.1$, whereas the consultants are approximately correct at $\alpha = 1.9$ (AIPA result grossly in error at $\alpha = 1.9$)? This problem is further compounded by observing that the AIPA result at $\alpha = 1.9$ (namely, 1.14×10^{-4} , as indicated in Table A3-14 of Vol. IV) is in close agreement with the value 4.35×10^{-4} developed from the Newmark model (see Table A3-16 in Vol. IV), with which KFA has indicated agreement (see Comment M above).

Comment O

~~Based on computer analysis,~~ It is believed that the probabilities of CACS start-up failure are about two orders of magnitude too low.

Response

An increase of two orders of magnitude in the AIPA result at $\alpha = 1.1$ would yield a failure probability estimate of the order of 1×10^{-3} (based on the value of about 1×10^{-5} as listed in Table A3-18 of Vol. IV). This is higher than the 2×10^{-4} value for the probability of failure under non-earthquake conditions (see p. 4-33), which conflicts with the intent that the CACS, like the reactor trip system (see the response to Comment N above), is an engineered safety feature system designed to function successfully during and after an occurrence of an SSE. Also, since the Newmark model served as the lower limit for the AIPA assessment, the KFA recommendation of even higher failure probabilities than those developed in the AIPA study seems to be in conflict with KRA's agreement with the Newmark model (see Comment M above).

Comment P

It is agreed that the statement in the AIPA Status Report concerning the optimism in the estimates for CACS run probabilities is correct. No quantitative results were developed, though.

Response

This presumably refers to the statement on p. A3-39 in Vol. IV. This identifies another specific area requiring further study.

Comment Q

Some clarification is requested as to which components can be repaired following an SSE, and which cannot be repaired.

Response

First, as indicated in p. A3-35 in Vol. IV, the main cooling loops (MLCS) are assumed to fail (with a probability of one) and to be unrepairable because they are not an engineered safety feature system and, hence, are not expected to function successfully following an occurrence of an SSE.* Also, as indicated on p. A3-37 in Vol. IV, it is assumed that off-site power cannot be restored during the first 10 hours following an SSE and that, after that, the mean time to restore power (primarily as a result of "flying in" an emergency power unit) would be 48 hr (instead of the 0.25-hour value used in the LOSP analysis). With regard to failures in the CACS, it was assumed that all would be repairable. This is probably not too bad an assumption since most of the CACS equipment is located outside of the PCRV. However, current more detailed analyses that are in progress are attempting to address this consideration in more detail. New models for the failure to restore the CACS consider the fixed contribution from equipment that failed and cannot be restored and the time-dependent contribution from equipment that failed and can be restored.

Comment R

Repair times (following large earthquakes) are optimistic.

Response

This may be so. However, this is largely a matter of opinion because very little data are available for estimating repair times applicable to nuclear power plants following the occurrence of a large earthquake.

Comment S

The containment isolation probabilities (following a severe earthquake) are optimistic.

Response

It would seem that many of the ideas and thoughts presented in the responses to comments N and O above are applicable here as well. To be a bit more specific, the failure probability estimate of 1×10^{-4} for $\alpha = 1.1$ (see Table A3-28 in Vol. IV) is slightly higher than the 8×10^{-5} estimate developed for non-earthquake conditions (see the LOSP event tree in Fig. 4-14 of Vol. IV). It does not seem reasonable to consider that the 1×10^{-4} value is optimistic since the containment

*The steam generators and reheaters are seismic category I, with respect to maintaining the primary coolant pressure boundary. However, many of the active components in the MLCS are not seismic category I.

structure and the containment isolation valves are seismic category I, engineered safety feature systems that are designed to function as required during and following the occurrence of an SSE. Furthermore, it does not seem reasonable to conclude that the failure probabilities should increase at a faster rate than that given in Table A3-28 in Vol. IV:

0.0001	at $\alpha = 1.1$
0.02	at $\alpha = 1.3$
0.37	at $\alpha = 1.5$
0.87	at $\alpha = 1.7$
0.995	at $\alpha = 1.9$

This is already a faster rate of increase than that provided by the Newmark model (see Table A3-16 in Vol. IV)--with which KFA agreement was previously mentioned (see Comment M).

As noted in Section A3.7 in Vol. IV, the total failure probabilities listed in Table A3-28 are based on two contributors: failure of the containment isolation valves, and loss of the essentially leak-tight integrity of the containment structure. It was assumed that the probability of failure of the containment isolation valves remains constant over the range $1 \leq \alpha \leq 2$ —an assumption that is probably optimistic, as indicated on p. A3-50 in Vol. IV. However, it is believed that the probability contribution from failure to maintain the essentially leak-tight integrity of the containment structure is too high (see Table A3-27) and that this probably more than compensates for the optimism in the estimates from the containment valve failure contribution.

Figure 1
PLOT OF RHO VALUES

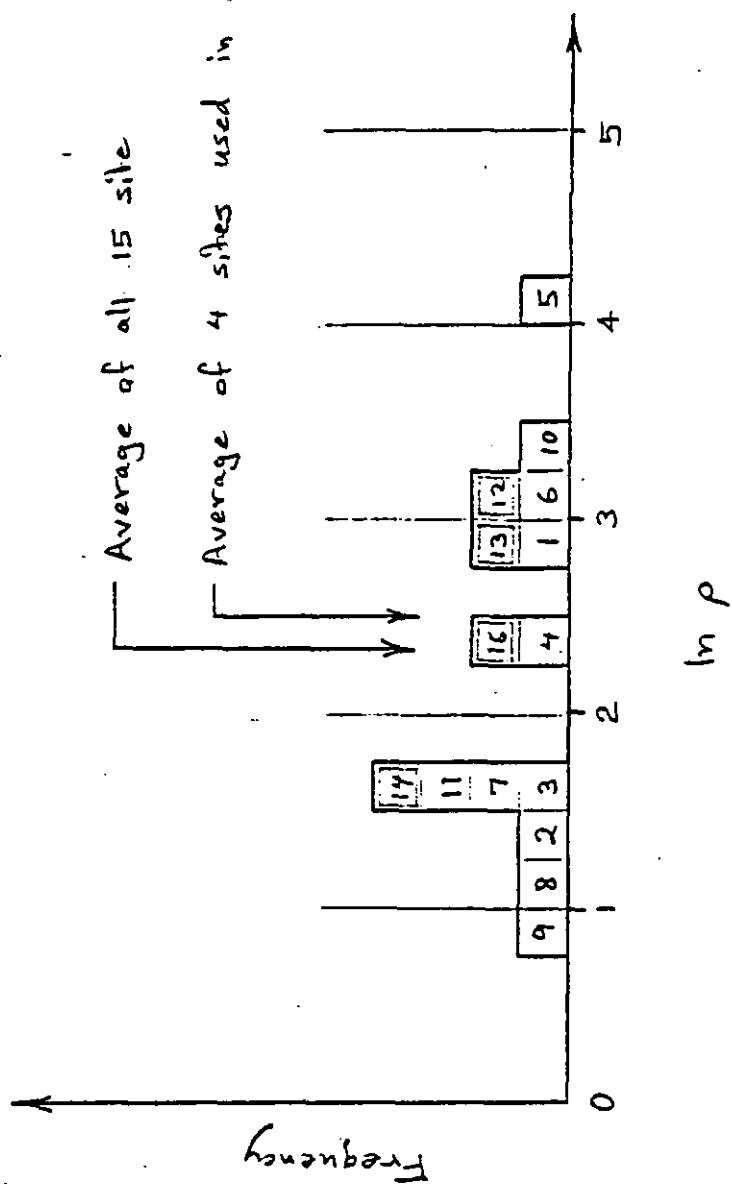


Figure 2

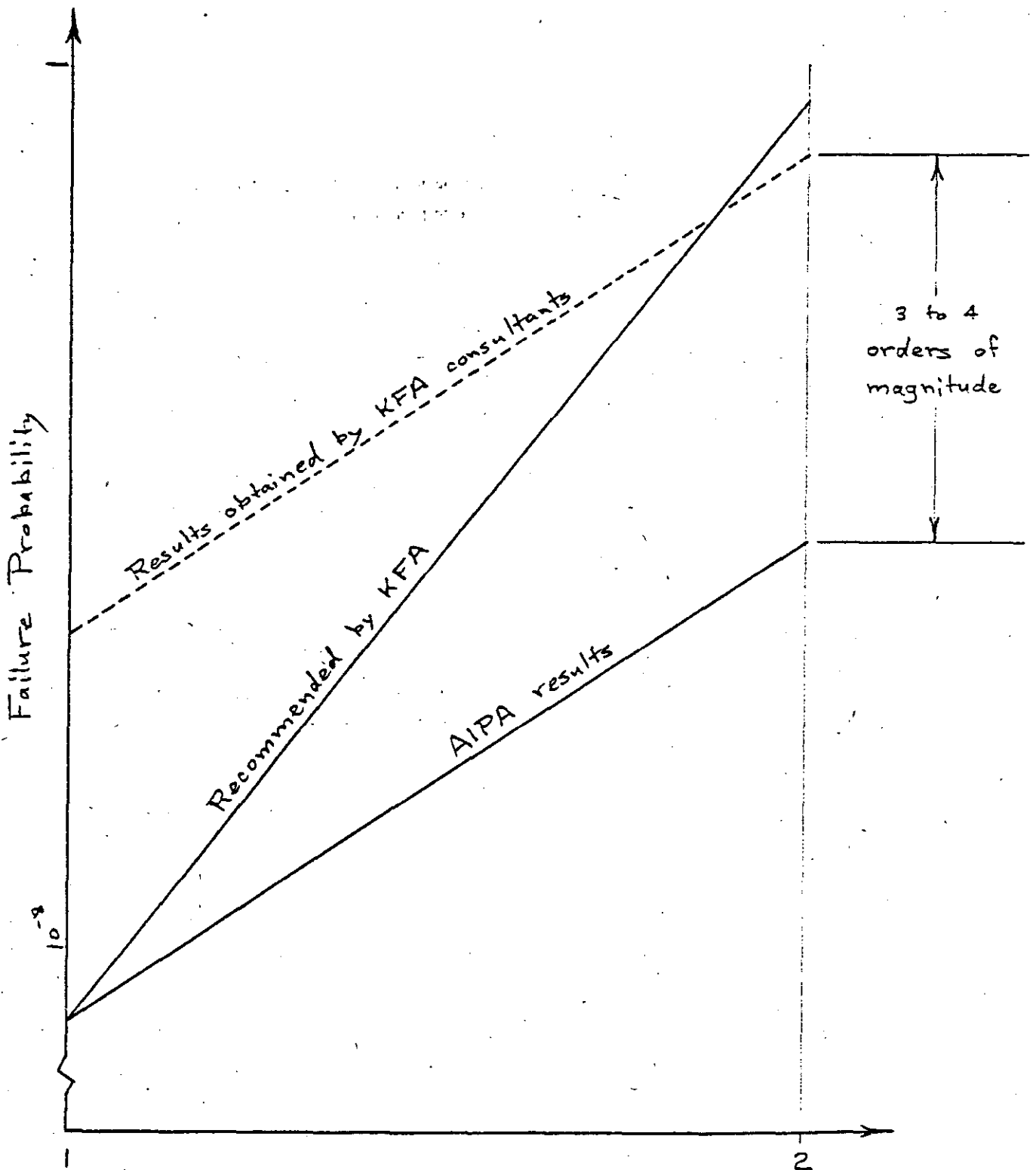
FAILURE PROBABILITY FOR REACTOR TRIP

Table 1
Exact Distribution for Allens Creek

<u>Y</u>	<u>N(Y)</u>	<u>Y(Y) = ln N(Y)</u>	
0.02	1.609×10^{-10}	-22.550	
0.06	1.086×10^{-9}	-20.641	
0.10	2.749×10^{-9}	-19.712	
0.14	5.190×10^{-9}	-19.077	
0.18	8.480×10^{-9}	-18.586	
0.22	1.273×10^{-8}	-18.180	
0.26	1.806×10^{-8}	-17.829	
0.30	2.465×10^{-8}	-17.519	
0.34	3.267×10^{-8}	-17.237	
0.38	4.239×10^{-8}	-16.976	
0.42	5.411×10^{-8}	-16.732	
0.46	6.818×10^{-8}	-16.501	$\mu_Y = -16.595$
0.50	8.516×10^{-8}	-16.279	$\sigma_Y = 2.267$
0.54	1.056×10^{-7}	-16.063	
0.58	1.306×10^{-7}	-15.851	
0.62	1.610×10^{-7}	-15.642	
0.66	1.986×10^{-7}	-15.432	
0.70	2.458×10^{-7}	-15.219	
0.74	3.061×10^{-7}	-14.999	
0.78	3.852×10^{-7}	-14.770	
0.82	4.926×10^{-7}	-14.523	
0.86	6.468×10^{-7}	-14.251	
0.90	8.884×10^{-7}	-13.934	
0.94	1.335×10^{-6}	-13.527	
0.98	2.636×10^{-6}	-12.846	
0.05	7.851×10^{-10}	-20.965	$\bar{Y}_{sr} = -16.279$
0.15866	6.615×10^{-9}	-18.834	
0.50	8.516×10^{-8}	-16.279	$S_{sr} = 2.226$
0.84134	5.673×10^{-7}	-14.382	
0.95	1.517×10^{-6}	-13.399	

Table 2

Rho Values for Fifteen States

<u>Stevenson's Site Number</u>	<u>Value of ρ^*</u>	<u>$\ln \rho$</u>	
1	20.00	3.0	
2	4.44	1.5	
3	5.56	1.7	
4	11.76	2.5	
5	60.00	4.1	
6	21.43	3.1	
7	5.56	1.7	
8	3.13	1.1	
9	2.86	1.0	
10	33.33	3.5	
11	5.56	1.7	
12	21.43	3.1	
13	18.57	2.9	
14	5.56	1.7	Average** = 2.50
16***	10.00	<u>2.3</u>	
Average = 2.33			

*Ratio of SSE acceleration to estimated maximum observed acceleration.

**The average of the four sites used as the basis for the AIPA calculations.

***Stevenson's site 15 (Leibstadt) is the only one not located in the eastern United States.

Table 3

Tests for Distribution Normality

Stevenson's Site Number	Value of $X = \ln p$	$Z = \frac{X - \mu}{\sigma}$	Theoretical Probability, P_{th}	Observed Probability, P_{ob}	$D = P_{th} - P_{ob} $
9	1.051	-1.4035	0.0802	0.045	0.0352
8	1.141	-1.3048	0.0960	0.109	0.0130
2	1.491	-0.9211	0.1785	0.174	0.0045
3	1.716	-0.6743	0.2500	0.239	0.0110
7	1.716	-0.6743	0.2500	0.304	0.0540
11	1.716	-0.6743	0.2500	0.369	0.1190
14	1.716	-0.6743	0.2500	0.434	0.1840
16	2.303	-0.0307	0.4878	0.500	0.0122
4	2.465	0.1469	0.5584	0.565	0.0066
13	2.922	0.6480	0.7415	0.630	0.1115
1	2.996	0.7292	0.7670	0.695	0.0720
6	3.065	0.8048	0.7895	0.760	0.0295
12	3.065	0.8048	0.7895	0.825	0.0355
10	3.506	1.2884	0.9012	0.970	0.0112
5	4.094	1.9331	0.9734	0.954	0.0194
14	1.716	-1.2682	0.1024	0.159	0.0566
16	2.303	-0.3199	0.3745	0.385	0.0105
13	2.922	0.6801	0.7518	0.614	0.1378
12	3.065	0.9111	0.8189	0.840	0.0211

Top data: $\mu = 2.331$ Estimated population mean
 $\sigma = 0.912$ Estimated population standard deviation
 $D_{max} = 0.1840 < 0.338 = D_{critical}$ for $\alpha = 0.05$ and $n = 15$.

Bottom data: $\mu = 2.501$ Estimated population mean
 $\sigma = 0.619$ Estimated population standard deviation
 $D_{max} = 0.1378 < 0.624 = D_{critical}$ for $\alpha = 0.05$ and $n = 4$.

There is not sufficient evidence at the 5% level of significance to doubt the hypothesis that both of the above data sets represent random samples drawn from two normally distributed populations.

Table 4

Tests for Equality of Means and Variances

Stevenson's Site Number	Value of ρ	<u>Sample Values of $\ln \rho$</u>	
		<u>Sample 1</u>	<u>Sample 2</u>
1	20.00	2.996	
2	4.44	1.491	
3	5.56	1.716	
4	11.76	2.465	
5	60.00	4.094	
6	21.43	3.065	
7	5.56	1.716	
8	3.13	1.141	
9	2.86	1.051	
10	33.33	3.506	
11	5.56	1.716	
12	21.43	3.065	3.065
13	18.57	2.922	2.922
14	5.56	1.716	1.716
16	10.00	2.303	2.303
Mean, \bar{X}		2.331	2.501
Standard Deviation, s		0.912	0.619
Value of $F = S_1^2/S_2^2$		2.171	
Value of t^*		0.348	

There is not sufficient evidence at the 5% level of significance to doubt the hypotheses that $\sigma_1^2 = \sigma_2^2$ and that $\mu_1 = \mu_2$ because F does not fall outside of the critical interval $0.235 \leq F \leq 14.3$ and because t does not fall outside of the critical interval $-2.110 \leq t \leq 2.110$.

$$t^* = \frac{\bar{X}_2 - \bar{X}_1}{S_p \sqrt{N_1^{-1} + N_2^{-1}}}$$

$$S_p = \left[\frac{(N_1-1)S_1^2 + (N_2-1)S_2^2}{N_1+N_2-2} \right]^{1/2}$$

Comment 26

> 487

The complete description of the long term (core heatup) event ~~out~~ to 240 hours into the transient is requested.

Response

The primary emphasis of the AIPA study since publication of the seven volume status report has been to improve the understanding of the risks associated with core heatup accidents. A thorough dissertation of what has been learned during this study will be presented in Volume IX of the report and should provide an adequate response to this broadly phrased comment. In the following paragraphs a brief summary of the key aspects of the core heatup scenario out to 240 hours into the transient is presented.

The HTGR is designed to be brought to 25% power in case of LOSP until the offsite power is restored. If turbine trip occurs in conjunction with LOSP, the plant protection system (PPS) initiates reactor trip, main loop isolation, and startup of the core auxiliary cooling system (CACS). If all of the diesel generators as well as offsite power are assumed unavailable to power the CACS, core heatup will occur. If the power outage is of prolonged duration, the liner cooling system will also be unavailable throughout the transient. The core heatup description presented here and in Ref. 1 assumes 1) prolonged LOSP, 2) turbine trip, 3) reactor trip, 4) main loop isolation, and 5) failure of all the diesel generators to start. This particular sequence results in the highest consequences from an HTGR accident with probability greater than 10^{-5} /year due to the core heatup without liner cooling.

The primary system pressure first dips following LOFC and then rises slowly until 1.1 hours when it reaches the PCRVR relief valve setpoint (~ 53 BAR). The PCRVR relief valve lifts as expected when the temperatures to which it is exposed are relatively low prior to depressurization. The valve may reseal at 85% of its setpoint although eventually, after one or more ventings, the valve fails open due to excessive temperatures. The expected case of complete depressurization occurs during the second opening at 2.2 hours. Once the relief valve fails open the PCRVR system pressure then equilibrates with the containment pressure at about 2 BAR.

Core temperatures rise slowly following reactor trip because of the very large core heat capacity. As the afterheat level decays and the core heat capacity increases with core temperature, temperatures rise even more slowly (see Fig. 6 of Ref. 1). Fuel particle coating failure occurs in the 1600° to 2000°C range (10 to 15 hours) after which fission product release begins. Buoyancy forces drive convective flows upward through the core and downward through the PCRVR side cavities. Fission product redistribution is therefore also directed upward toward the top reflector. The top head structure degrades more quickly than the remaining core cavity boundary because 1) the heat generation sources are redistributed to the top reflector and upper plenum region, 2) the core is shorter than it is wide which leads to smaller conductive thermal resistances in the vertical direction and 3) the Class A thermal barrier protects the top head to a lesser degree than Classes B and C in the bottom core plenum. Subsequent description of the core heatup event will be limited here to the thermal and structural consequences of the top head only.

Because of the low primary coolant pressure, heat loads to the top head are dominated by radiation from the top of the core across the upper plenum. As core temperatures rise this heat load also increases until top head cover plate failure occurs. Coverplate failure is assumed to be due to creep rupture of the attachment fixtures at approximately 816°C in the haunch region and 982°C in the penetration region. The kaowool baths and seal sheets are assumed to fall at the same time as the top head coverplates, between 30 and 45 hours, exposing the top head liner. The PCRV liner failure temperature is based on creep rupture data and the weight of 5 centimeters of concrete. The liner fails quickly once the thermal barrier has been assumed fallen, at 982°C or about 48 hours into the event. The 5 centimeters of concrete is assumed to come down with the liner when it fails. This fallen material insulates the top head from the hot core until about 90 hours when additional layers of concrete degrade. The additional layers are assumed to fall in 5 centimeter layers, the maximum size, when they reach 982°C. The additional fallen layers of concrete provide still more insulation of the top head from the core although this effect is somewhat negated by subsequent melting of the fallen concrete, at about 1713°C. Nevertheless, after 240 hours only 40 cm. of concrete have fallen from the top head.

At this time some cracking has occurred in the bottom portion of the remaining top head concrete because the lower compressive strength of concrete at high temperatures is exceeded by hoop stresses formed by the prestressing tendons. These stresses are relieved by minor cracking so that the top head remains structurally sound. The top surface of the top head PCRV experiences minor surface cracking due to tensile stresses. No additional flow paths from the PCRV other than the relief train occur through the top head in the first 240 hours.

Reference

1. Silady, F. A., et. al., "Primary Coolant System Response to an HTGR Core Heatup," GA-A14277, July, 1977

Comment 27

Assumed F. P. filtration rates after explosions with containment failure.

Response

The fission product cleanup system in the containment is always assumed to be non-operable after flammability in the containment or after containment failure.

Comment 28

Information on the validity of deriving the probability rate for Event 4 (Slow PCRV Depressurization) covering any partial failure of PCRV penetrations well below 100 in² on the basis of gas piping data taken for Event 1.

Response

The initiating event frequency for slow depressurization was assessed in Vol. III at 3×10^{-5} /reactor-year based on two contributions. One contribution is failure of piping that is connected to the PCRV and forms part of the primary coolant system/containment building pressure boundary. The gas piping data taken from event 1 was used as a basis for this contribution only, namely 2×10^{-5} /yr. The gas piping data was felt to be more appropriate than, say, the data which is derived from steam and water systems since the fluid in the case of the HTGR is purified helium as opposed to a corrosive fluid such as steam. The second contribution is a small failure in a PCRV penetration cover which was assumed to be 1×10^{-5} /reactor year. There is no data available to estimate the relationship between PCRV penetration failure rate and leak size; hence we have made an attempt to estimate this relationship by interpolation (Fig. 1). This revised approach takes into consideration the numbers and sizes of PCRV penetrations and pipes and the result for a 1 in² hole falls in the range 10^{-4} to 10^{-3} per reactor year, significantly higher than the value quoted in Volume III.

Another type of depressurization event not presented in Volume III (although some qualitative statements were made) is spurious opening of the PCRV relief valve combined with failure of the rupture disk assembly to remain closed. Our current assessment for depressurization of the PCRV for this initiating event is about 1×10^{-4} /reactor year. Since the depressurization area for this sequence (determined by the dimensions of the relief valve) is about 20 in², the risk due to the resulting accident sequences appear to be greater than those initiated by ~1 in² opening even if the revised failure rate assessment described earlier is used. Our assessments for sequences initiated by spurious PCRV relief valve opening have been published recently.*

*V. Joksimovic and K. N. Fleming, "Applications of Probabilistic Risk Assessment in the Development of HTGR Technology". Proceedings of the ANS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety, Sun Valley, Idaho, August 1977, (GA-A14289).

Probability per year of penetration event $\geq A$

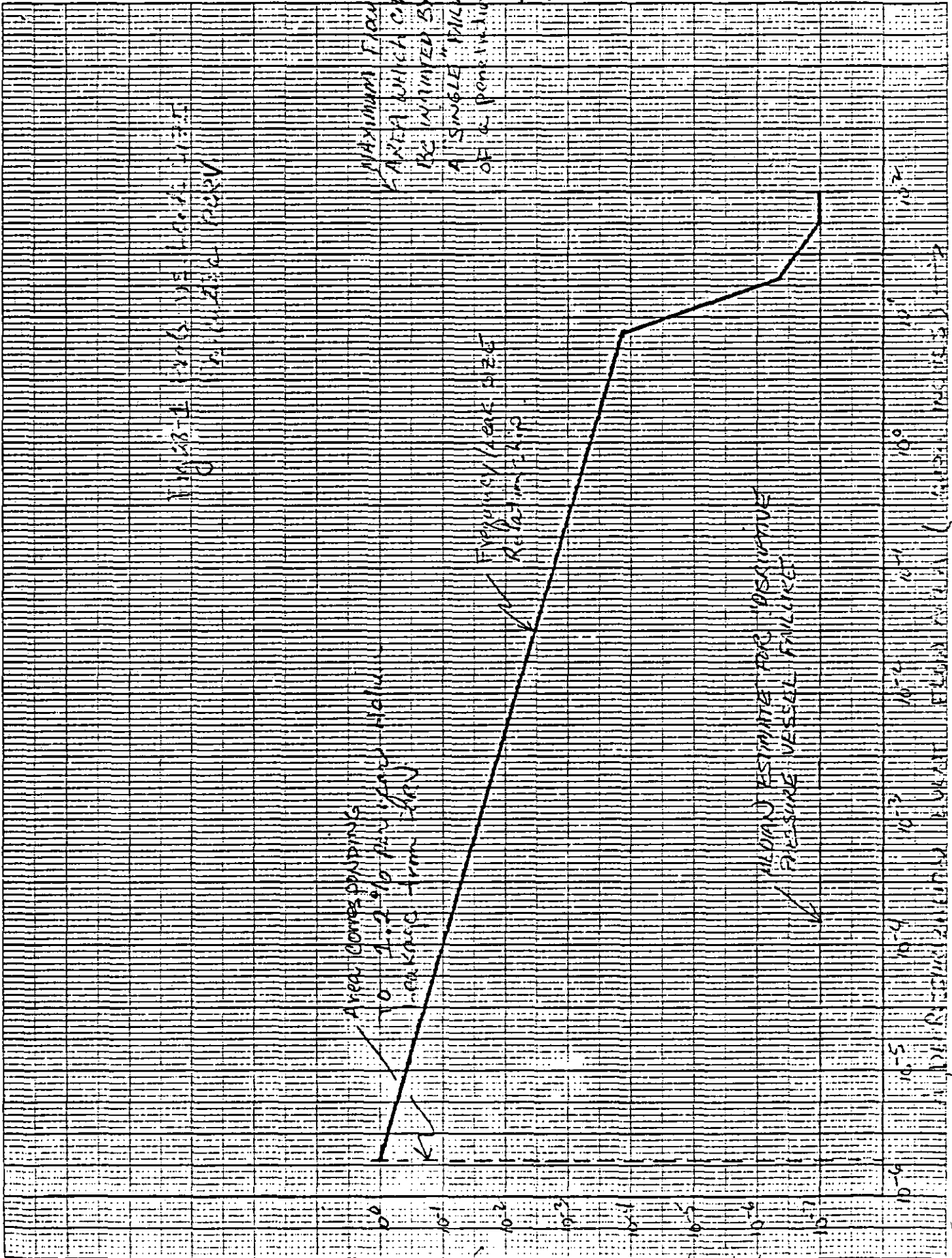


Fig. 28-1. Pressure vessel failure

Maximum flow taken which can be sustained by a single failure of a penetration 43

Comment 29

a) Is it agreed that the event sequences (moisture ingress) should go on to the core heatup event tree? b) Should boiler tube failure coincident with depressurization be evaluated as a complete event tree? c) What event sequences should be considered for a plugged boiler tube?

Response

- a) A boiler tube failure resulting in moisture ingress to the primary coolant system was selected as one of the seventeen initiating events for preliminary analysis and the results presented in Volume III. The objective of the preliminary analysis was to determine which set initiating events within the original seventeen result in the relatively high risk accident sequences so that relatively low risk events could be eliminated from consideration during the detailed Phase I analyses reported in Volume IV.

Although moisture ingress events did not qualify for consideration in the Phase I study, they were re-examined in Volume VI to determine whether the unique physical processes and fission product transport mechanisms associated with moisture ingress warrant recommendations for research and development. The Volume VI analysis included accident sequences that result in both local and global water gas burning in the containment and consequential failure of the core cooling systems and the containment building. Hence, the Volume VI event trees for moisture ingress have been developed to include core heatup and containment failure sequences. More recent analysis of moisture ingress has been performed to evaluate some design options for the steam-generator dump system. This analysis also includes sequences leading to core heatup. Details of the new work on moisture ingress will be reported in Volume IX.

- b) Depressurization coincident with boiler tube failure could be postulated as independent events, or alternatively, event sequences following boiler tube failure could be postulated resulting in consequential depressurization (of the PCRV). Generally, the event sequences involving independent failure of multiple fission product barriers have significantly lower probability of occurrence than those involving dependent or consequential failure. Hence, if the dependencies have been properly identified and evaluated it is not necessary to consider the corresponding independent case. Sequences involving consequential depressurization of the PCRV following moisture ingress are included in the analysis to be presented in Volume IX as well as those presented in Volumes III and VI.
- c) Regarding the consideration of sequences following a plugged boiler tube, since the steam generator is designed to operate with tubes plugged as a result of previous tube leaks, a tube that becomes plugged inadvertently does not seem to deserve attention as a uniquely defined safety concern.

Comment 30Moisture Ingress Comments.

A. Tube failure may be as high as 10^{-1} (per year).

Response

The initiating event for the analysis in Vol. III was "offset rupture of a tube" and the initiating event frequency is assessed at 3×10^{-3} per reactor year based on one large leak in 400 reactor years of GCR experience. The curve attached to the response of comment 29 includes an assessment of the tube failure rate as a function of size with the result of 10^{-1} /reactor year for tube leaks of any size and 3×10^{-3} /yr for the equivalent of an offset tube rupture. (which gives a moisture ingress ratio of about 10 lbm/sec.

B,C. For events 3, 4, and 5 if the defective loop is not isolated, then all the main loops must be shutdown.

Response

Our current work on moisture ingress event trees (to be published in Volume IX) reflects this assumption.

D. Why is there no failure probability for relief opening? Is there a fault tree for the relief train?

Response

The interpretation of event 8 is to identify whether or not the primary coolant system pressure reaches the PCRVR relief valve set point pressure or not and is treated deterministically, i.e. if the PCRVR pressure exceeds the set point pressure, the relief valve is assumed to open and when the set point is not reached, the relief valve is assumed to not open. However, a detailed fault tree analysis of the relief train for the core heatup sequence has been performed. The probability that both PCRVR relief trains fail to open on demand was found to be about 1×10^{-3} . The dominant failure mode leading to this result is a common mode maintenance error in which gags that are used during leak testing are inadvertently left in both relief valves and prevent opening.

E. There is no branch following local burning to account for containment integrity maintained, and no discussion of the leak size in event 13.

Response

It was conservatively assumed that when local burning occurs inside the containment, the consequences would be the same as LOSP-BF. This is the same as assuming that the burning will consequently fail the CACS and result in increased containment leak rates comparable to the case when the containment isolation valves fail to close. The hole size in this case is about 36 inches in diameter.

Comment 32

Concerning common mode failures: In Volume 2 you have defined the beta factor as a fraction of the overall failure rate, but in Volume 4 you use in most cases beta as a fraction of the unavailability. How great is the failure when you use these values?

Response

The theory presented in Volume II was developed for system reliability (as opposed to availability) assuming non-repairable components. The extension to the cases of repairable components and system availability is straightforward using the same definition of beta i.e., the fraction of the overall failure rate due to common cause failures. In Vol. IV we still define beta in terms of the failure rate, although in many cases the equations for system failure probability are written in terms of component unavailabilities. Since the component unavailability can be approximated as the product of the failure rate and the mean fault duration time, the fraction of the unavailability due to common modes is approximately the same as the fraction of the failure rate due to common modes assuming the mean fault duration time is the same for all types of failures. However, strictly speaking the failure rate definition is correct and was actually used in Volume IV.

Comment 33

In Table 4-3, Volume 2 a median beta factor of about 8.5 percent is given. I thought that you use this value for all components. But as Dr. Joksimovic pointed out, there are different beta factors for each component. Could you give the references about these data?

Response

We used different beta values for the five different equipment items in Table 4-3, Vol. II, and the 0.085 value (rounded off to 0.10) for all other components. Most of the data used in Table 4-3 comes from Ref. 4-10 through 4-13 in Volume II.

Comment 34

Concerning causal failures: You have made in Volume 2 a very good theory about causal failures, but I did not find the application of this failure mode in Volume 4.

Response

The discussion on Pages 4-30 and 4-31 in Volume II shows that common cause failures have a greater impact on reliability predictions than causal failures due to the apparently less frequent incidence of causal failures. Using Equation 4-47 and the beta and gamma values in Table 4-3 it can be seen that causal failures contribute only a few percent to the end result. For this reason it was concluded that causal failure could be neglected without introducing significant error in the quantitative predictions in Volume IV.

Comment 35

The definition of the gamma factor is satisfactory for the one out of two system but what does it mean when there are more than 2 units? If there are three unit does gamma refer to one or both of the other units?

Response

In the case of three or more units, one must specify the extent of failure propagation, i.e., does the initial failure cause only one additional failure or complete system failure. The equations presented in Table 4-1 for three unit systems assume the initial failure will cause exactly one additional failure. A more conservative (pessimistic) assumption would be that the extent of propagation is always complete. If this assumption is made the coefficients in the equations listed in Table 4-1 would no longer be fractions.

24. NOTIZEN DER KFA - ISF

KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH Der Kernforschungsanlage Jülich GmbH			Akten / Telefon / Besprechungs / Notiz Nr. 12/77-I		
Berichter	Abt./Tel.	Az.	Textseiten	Anlagen	Datum
Döhler/Röthig	I/5570	Rö/Goe.	7		21.6.77
<u>Verteiler</u> /		<u>Anzahl</u>	<u>Betreff:</u>		
Dr. Fassbender Mr. Ashworth Dr. Kasper Dr. Kröger Dr. Müller Abt. I, II, III			Sicherheitsstudie HTR Fachgespräche bei der SRD + zum Themenkreis "Probabilistik" <u>Teilnehmer:</u> SRD - Mr. Cross, Parry, White, Worledge (zeitweise) ISF - Döhler, Röthig		
<u>Zielsetzung:</u> Kritische Diskussion zu probabilistischen Methoden der Risikoanalyse und deren Anwendung in der AIPA-Studie. Bei der Aufnahme der Fachgespräche zeigte sich, daß SRD zu- meist die Kritikpunkte des Bandes 8 AIPA aufgegriffen hatte und deren Berechtigung anhand des Bandes 2 AIPA überprüft hat. Arbeiten zur Bestätigung der Ergebnisse in Band 3 und 4 AIPA oder zur Ermittlung des Einflusses von Kritikpunkten auf Ergeb- nisse wurden nicht durchgeführt bzw. konnten wegen unzureichen- der Dokumentation in AIPA nicht abgeschlossen werden. Somit konnte SRD fundiert Stellung zu Methodikfragen nehmen, Aspekte aus der Anwendung in AIPA wurden von ISF vorgestellt und diskutiert. SRD stellte seine Vorgehensweise vor, die bei der Behandlung von Fast -Breeder Störfällen angewandt wurde. Es wurden folgende Themenkreise diskutiert: 1.) Auslösende Ereignisse 2.) Ereignisbaumtechnik 3.) Fehlerbaumtechnik					Erledigt durch/bis
+ Hinweis von Mr. Gilby, Safety and Reliability Directorate der UKAEA, vom 10.7.1978: "SRD have continued to study the AIPA report and have had further discus- sions with General Atomic during the year since the meetings covered in the notes of two technical discussions. This has resulted in some modifications to the views expressed by SRD. SRD also sent formal comments to GA on the AIPA study which are included, together with GA reactions in an additional volume which is to be published".					

4.) Unsicherheitenanalyse

5.) Programme.

Zu 1. a): Nach Meinung von SRD sollten, um einen möglichst hohen Vollständigkeitsgrad aller denkbaren auslösenden Ereignisse (AE) zu gewinnen, mehrere methodische Ansätze verwandt werden, da es sich gezeigt hat, daß es nicht "die" Methode zur Ermittlung störfallauslösender Ereignisse gibt. Es sollte sowohl deduktiv als auch induktiv vorgegangen werden, unter der Nutzung von:

- Störfalllisten aus Genehmigung und Betriebserfahrung (auch anderer Baulinien)
- Fehlereffektanalysetechnik
- Fehlerbaumanalysetechnik.

Die alleinige Anwendung der Fehlerbaumtechnik unter der Vorgabe von Analyseschritten (AIPA-Band II 2-2) liefere lediglich eine geeignete Darstellung, wie die AE zu einem bestimmten Systemzustand führen (ist also ein Mittel zur Klassifizierung), ohne aber irgendwelche Common Mode-Effekte zu berücksichtigen und die Vollständigkeit des AE-Spektrums zu gewährleisten.

b): Die Kriterien zur Auswahl repräsentativer AE (AIPA-Bd. II 3-1) wurden akzeptiert; es sollte als zusätzliches Kriterium verwandt werden:

"Das Ereignis hat eine relativ geringe Eintrittswahrscheinlichkeit, aber hohe Konsequenzen", da mit der Wahrscheinlichkeit für das AE noch keine Aussage zur Wichtigkeit der zugehörigen Störfallsequenzen selbst zu machen ist. Kritik hat sich besonders bei der Anwendung der Kriterien bei der Auswahl der AE zur Vorstudie der AIPA-Studie ergeben, da diese nicht hinreichend dokumentiert ist. Vor allen Dingen sind die Eintrittswahrscheinlichkeiten für die Gesamtheit der AE nicht ermittelt worden, sondern innerhalb ihrer Kategorien nur relativ zueinander abgeschätzt worden, um auf diese Weise repräsentative AE's zu erhalten, die dann auch die dominierenden AE's beinhalten sollen.

Es wurde akzeptiert, daß für die Phase I der Studie in AIPA das Kriterium I relevant war. Kritisch wurde jedoch angemerkt, daß keine Unsicherheiten und nur Punktwerte berücksichtigt wurden.

c): Kritik zu den Daten ergab sich vor allen Dingen aus der Verarbeitung der Statistiken (siehe Punkt 4).

Zu 2.): Die in der AIPA-Studie entwickelten Ereignisbäume konnten nicht diskutiert werden, da SRD die Bände 3 und 4 bei der Kritik zu AIPA nicht berücksichtigt hatte. SRD erstellte die Vorgehensweise bei der Konstruktion von Ereignisbäumen vor, wie sie bei der Untersuchung des schnellen Brüters angewandt wurde.

Zeitabhängigkeit und partielles Versagen werden von SRD durch die Formulierung der Entscheidungspunkte im Ereignisbaum dargestellt. Es werden z.B. aufgrund von Grenzwerten des Systems physikalische Grenzwerte abgefragt, deren Nichterreichen im Fehlerbaum dargestellt wird unter Berücksichtigung von partiellem Versagen. (Diese Vorgehensweise ähnelt sehr stark der Vorgehensweise bei unseren Untersuchungen am PR-500.)

Die physikalischen Grenzwerte für eine Größe werden logisch gestaffelt abgefragt, so daß die Zeitabhängigkeit berücksichtigt wird.

Die Ereignisbäume werden bei SRD so konstruiert, daß die Systemabhängigkeiten möglichst aufgelöst werden, und die Entscheidungspunkte unabhängig werden. Gemeinsame Komponenten, Subsysteme und Systeme der Sicherheitssysteme werden zu separaten Entscheidungspunkten gemacht. Dadurch gewinnt sowohl die Übersichtlichkeit des Ereignisbaums als auch der Fehlerbäume.

Diese Verfahren bietet weiterhin die Möglichkeit der Auftrennung der Ereignisbäume in Teilereignisbäume, die mit anderen

AE bzw. zugehörigen Teilereignisbäumen gekoppelt werden können, so daß sowohl die Wahrscheinlichkeitsbewertung als auch die Zustandsdefinition für Störfalldynamikrechnungen vereinfacht werden. So ist z.B. das Containmentverhalten detailliert in einem Teilereignisbaum darstellbar und vielseitig verwendbar.

Zu 3. a): Fehlerbaumanalyse

Bei der Diskussion der Anwendung der Fehlerbaumanalyse- methode erläuterte SRD seine Vorgehensweise und zeigte die Unterschiede zur Anwendung der Methode in der AIPA-Studie auf. SRD benutzt die Fehlerbaummethode auch zur Ermittlung der bedingten Wahrscheinlichkeiten (Nichtverfügbarkeiten, Ausfallwahrscheinlichkeiten) der Ereignisbäume und wendet die Methode bei Sicherheitsanalysen des schnellen Brütters an. Unterschiede in der Anwendung der Methode werden bei der Definition des "Unerwünschten Ereignisses" gesehen. Man geht nicht wie in der AIPA-Studie vom Versagen von M aus N Teilsystemen aus, sondern definiert das "Unerwünschte Ereignis" nach dem Überschreiten physikalischer Größen (z.B. Druck, Temperatur). Diese Definition macht die Berücksichtigung eines Teilversagens von Subsystemen möglich. (Zum Beispiel können zwei halbfunktionsfähige Nachkühlketten soviel wie eine voll funktionsfähige Kette leisten.)

In der AIPA-Studie wird für jede in einem System enthaltene Fehlerart einer redundanten Komponente ein Common Mode Fehler angenommen. Diese Vorgehensweise unterscheidet sich von der Vorgehensweise bei SRD, die nur für solche Versagensarten CMF im Fehlerbaum berücksichtigt, für die auch Betriebserfahrung von CMF-Ausfällen vorliegen (z.B. Kalibrierungsfehler).

b): Common Mode Fehler (CMF)

Nach Meinung der SRD sind die mathematischen Modelle zur Behandlung der CMF keine neuen Methoden. Sie wurden bereits in früheren Untersuchungen angewandt und sind allgemein anerkannt (WASH-1400, DIN 25424).

Neu ist jedoch die Einteilung der CMF im Common Cause und Causal-Fehler und die Annahme, daß alle Versagensarten eines Systems mit einem Common Cause-Fehler behaftet sind. Die Einteilung der CMF in zwei Kategorien ist wegen der unterschiedlichen mathematischen Behandlung sinnvoll.

CCF

Das Modell zur Behandlung der CCF sieht vor, daß bei Auftreten eines solchen Fehlers alle Komponenten, die mit dieser Fehlerart behaftet sind, mit der Wahrscheinlichkeit "eins" versagen. Unter dieser Voraussetzung wurden in der AIPA-Studie Formeln zur Berechnung der Ausfallwahrscheinlichkeit von verschiedenen M von N-Systemen abgeleitet. Diese Formeln wurden von SRD überprüft und für richtig befunden. Die Annahmen in der AIPA-Studie, daß jede Versagensart einer Komponente mit einem Common Cause Fehler ($\approx 10\%$) behaftet ist, wird gegenüber anderen Untersuchungen (WASH-1400) als konservativ angesehen.

CF

Die Ableitungen der Formeln zur Behandlung der Causal Fehler (CF) sind nach Meinung der SRD zu kompliziert und in einigen Fällen wegen der Definition des γ -Faktors nicht ganz eindeutig. Eine wesentlich einfachere mathematische Behandlung erhält man, wenn man alle Versagensarten (CMF und unabhängige) in einem Fehlerbaum darstellt und die Zuverlässigkeit über Boolesche Funktionen ermittelt. Diese Methode führt zu den gleichen Ergebnissen und ist allgemeingültig für alle M von N-Systeme.

Die Anwendung der Causal-Fehler-Methode auf Systeme mit mehr als zwei redundanten Subsystemen ist nicht im Detail angegeben und benötigt deshalb weitere Erläuterungen.

Der Faktor γ in einem 1 von 2 Systemen ist definiert als die Wahrscheinlichkeit, daß eine Komponente bei einem Ausfall einen Folgefehler auslöst. Diese Definition ist bei einem 1 von 2 System leicht einsehbar. Bei mehr als zwei Subsystemen kann jedoch eine Komponente bei ihrem Ausfall Folgefehler an irgend einer anderen redundanten Komponente

oder an allen anderen redundanten Komponenten hervorrufen. Unter der Bedingung, daß eine Komponente einen Folgefehler an allen redundanten Komponenten hervorruft, wurden bei SRD die Ableitungen für verschiedene M von N-Systeme nachvollzogen. Man erreichte keine Übereinstimmung bei der Formel für das 1 von 3 System.

c): Operatorversagen

Zu der Methode der Behandlung des Operators und seiner Zuverlässigkeit können nur wenige kritische Aussagen gemacht werden. Es wurde jedoch kurz aufgezeigt, wie bei der SRD Operator in Zuverlässigkeitsanalysen berücksichtigt werden. Man unterstellt dem Operator, daß er auch falsche Handlungen durchführen kann, die den Störfall verschlimmern. Die Berücksichtigung und die wahrscheinlichkeitsmäßige Bewertung solcher Handlungen sind jedoch nur möglich, wenn man die Anlage, insbesondere die Operatoraufgaben, für den jeweiligen Fall genau kennt. Für die Nichtausführung bestimmter Operatorhandlungen werden folgende Wahrscheinlichkeiten angesetzt: Von 0 bis 0,5 h leitet der Operator keine Gegenmaßnahmen ein, Versagenswahrscheinlichkeit ist "eins". Von einer halben bis 1 h wird eine Versagenswahrscheinlichkeit von 10^{-2} angenommen.

Zu 4.): Ein Hauptkritikpunkt der SRD wendete sich gegen die Handhabung statistischer Verfahren zur Auswertung der zugrundegelegten Komponenten- und Systemstatistiken in Bezug auf die Gewinnung von Zuverlässigkeitskenngrößen.

- Während in einigen Fällen die Übertragbarkeit der zugrundegelegten Daten auf HTR-Bedingungen selbst angezweifelt wird, so wird grundsätzlich kritisiert, daß die statistischen Verfahren auf unklaren Definitionen beruhen und zum Teil nur einen "best guess" darstellen.
- Bei der Gewinnung von Daten aus Statistiken nicht identischer Komponenten wurden keine Toleranzangaben gemacht. (Diese Problematik ist in dem dem ISF übergebenen Bericht SRD-R-80 ausführlich dargestellt.)

- Es wurden keine einheitlichen Methoden zur Berechnung von Unsicherheitsfaktoren der Ausfallraten und der Unverfügbarkeiten angewandt.
- Der generelle Ansatz von Verteilungsfunktionen als log-normal-Verteilungen, auch als Ergebnis von Fehlerbaum und Ereignisbaumrechnungen, wird von der SRD als unzulässige Vereinfachung angesehen, weil die einzelnen statistischen Größen in den Fehler- und Ereignisbäumen nicht nur multiplikativ verknüpft werden.

Zu 5.): SRD benutzt bei seinen Störfallablaufanalysen die Programme Prep, KITT 1, KITT 2, SAMPLE sowie alternativ für Prep-KITT das Programm ALMONA.

Der SAMPLE-Code wurde sowohl in der AIPA-Studie als auch in WASH-1400 zur Berechnung der Verteilungsfunktionen und somit zur Berechnung der Mittelwerte sowie deren Varianz benutzt, während Prep-KITT in AIPA durch MONSIM ersetzt wurde.

SRD beabsichtigt Verbesserungen für Prep-KITT durchzuführen, und zwar die Einführung eines "NEIN-Gatters" und die Möglichkeit der Berechnung von M von N Systemen.

Im Rahmen einer Zusammenarbeit können diese Programme dem ISF übergeben werden. Das Programm SAMPLE wurde vorab als Liste übergeben.

Zusammenfassung:

Die auf den Fachgebieten der Probabilistik und Systemanalyse mit der SRD durchgeführten Fachgespräche haben sich als nützlich erwiesen. Für die Phasen I b und II erscheint SRD bei Einarbeitung in das System als kompetente Anlaufstelle zur Diskussion der Anwendung der Fehlerbaum- und Ereignisbaumtechnik bzw. bei der Entwicklung und Berechnung von Fehler- und Ereignisbäumen. Weiterhin bestehen Erfahrungen in der Handhabung und Interpretation statistischer Daten, die vom ISF genutzt werden sollten.

J. Döhler
(J. Döhler)

K.D. Röthig
(K.D. Röthig)

INSTITUT FOR NUKLEARE SICHERHEITSFORSCHUNG DER KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH			Aktionsplan Besprechungs / Notiz Nr. 78/77-III			7
Berichter	Abt./Tel.	Az.	Textseiten	Anlagen	Datum	
MSC Ashworth	4644	Ash/ko	4		July-1-77	
<u>Verteiler</u> / <u>Anzahl</u> Dr. Fassbender Teilnehmer DI Wolters Dr. Kasper Dr. Kröger Dr. Münch + Abt.			<u>Betreff:</u> Discussion on Fission Product Data and Methods used in Volumes V + VI of the AIPA-study, held at KFA on June 16, 1977.			
Present: Mr. Abbey, UKAEA Safety and Reliability Directorate Dr. Meister - ISF Dr. Müller - ISF DI Schwarzer - ISF MSC Ashworth - ISF						Erledigt durch/bis
<p>The discussion dealt with the fission product technology used in the AIPA-study and the implications of the technology in terms of the predicted activity releases. The salient points of the discussion were:</p> <p><u>Predictions of Release and Plate-out</u></p> <p>The set of codes used to predict release rates (SURVEY, RAD, FIPER, TRAFIC) were equivalent to similar codes developed and available in Europe. No comparison of these codes with measured data had been reported and it would be of value to the ISF study to establish the validity of the analytical methods for release predictions in normal conditions by reference to measured data.</p> <p>The plate-out codes available (PAD, PADLOCK, ADDICT, ADDIFIN, PATRAS) were generally more sophisticated than the mass transfer data available. PATRAS and ADDICT both had options to allow for diffusion into the substrate of a surface and some comparisons with measured data had been reported - particularly for PATRAS. In addition a code comparison had been carried out between PAD and ADDICT at Dragon (DPTN 813, May 1976) and ADDIFIN had been compared with activity measurements on heat exchanger and probe surfaces in the Dragon reactor (DPTN 814, May 1976).</p>						
						. / 2

However little or no data was available at the concentrations represented by the 40 year deposition levels predicted in Vol. V, particularly for the 95 % upper limits of caesium and the continuously increasing quantity of (stable) iodine.

The plate-out factors of 0.35 per pass for iodine and 0.90 for metals were therefore in doubt and it would be wise to assume that both these factors fell substantially during the reactor life with a consequent increase in the circulating activity.

Reheater Tube Leak

It was agreed that within the primary circuit all the iodine was probably in the atomic form; this was supported by measurements made in operating reactors. The gas-borne iodine entering the reheater probably contained no methyl iodide. However by the time the gas reached the condenser with some steam the removal of iodine by the condenser water would be similar to the separation in the condenser of a BWR. Experiments had shown that 1 % of the iodine carried into the condenser will escape.

The consequences assessed in AIPA, therefore, were conservative because 5 % of the iodine was there assumed to escape from the condenser.

The transport sequence factors quoted in Table 4-3 of Vol. IV were not clear however and further explanation was required.

Core Heat-up Accident

The essential features of the LOSP consequence analysis (Table 4-6, Vol. IV) was that with a total failure of the primary fission product barrier the maximum release of iodine to the environment is 6 curies. The problem lies in justifying each of the values of the transport sequence factors and in ensuring that no by-pass of any of them is possible.

As an example of this problem, the escape factor for iodine from the PCRV of $4 \cdot 10^{-4}$ is based on data which is agreed as being nonrepresentative. The value was revised in Vol. VIII by taking the geometric mean of this data and the estimated escape fraction from the Windscale

accident. There is no justification for combining these data. A more convincing approach would be a detailed evaluation of the temperature history of the PCRV surfaces during the accident using any available data on iodine desorption.

Another example was the initial early removal factor of 1.4 h^{-1} for the containment (Table 3-7, Vol. VI). This factor is based on LWR containments with spray systems and in the dry HTR containment are limited to deposition on the walls.

Finally, the escape factor of 8 % from plate-out in the containment may be an allowance for a methyl iodide fraction. In this case evidence from experiments in the DIDO and PLUTO containments confirm a fraction of about this order (between 1 % and 10 % of injected atomic iodine remained persistent).

Steam Ingress

The convention used in the U.K. for the effect of steam on deposited iodine is to assume that for a steam partial pressure of more than 0.1 bar, 50 % of the iodine is removed. This convention was based on ORNL experiments carried out several years ago.

A further area of doubt was the efficiency of the containment iodine filtration in high moisture conditions.

The consequences of the steam ingress accidents therefore require revision with regard to these uncertainties.

Depressurisation

The first comment concerns the event probability of $10^{-7}/\text{y}$. SRD have found difficulty in justifying a frequency of less than $10^{-5}/\text{y}$; the accident therefore is likely to be more important in the probability/consequence plot than given in AIPA.

One event which has not been considered is intermediate between the DBDA and the LOSP events. The core cooling in the DBDA relies on maintaining a pressure within the combined volumes of the PCRV and contain-

ment of 3 - 4 bar. If this pressure is lost the reduced mass-flow will result in inadequate cooling for the first few hours and the consequences are likely to be significantly higher than in the DBDA case analysed in AIPA.

Other Points

Information related to two specific items was requested from SRD:

- a) existing analyses of the effects of hot gas jets on containment,
- b) existing analyses of the effects of hot gas leakage on the PCRV integrity.

*for
TIC Aschmuth*

INSTITUT FÜR NUKLEARE SICHERHEITSFORSCHUNG DER KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH			Akten / XXXXX / Besprechungs / Notiz Nr. 12/78 III			1
Berichter	Abt./Tel.	Az.	Textseiten	Anlagen	Datum	
Ing.(grad) R. Bongartz		-/Pi	4	-	21.2.1978	
DI. J. Döhler Dr. K. Kasper, Dr. W. Krüger						
Verteiler / Anzahl Dr. Vieider Prof. Ulf Runfors Verfasser Abt.-Leiter			Betreff: Überlegungen zum Störfallablauf mit Reaktorschnellabschaltung als auslösendem Ereignis			
<u>Abgrenzung:</u> <p>Eine (ungewollte) Reaktorschnellabschaltung kann durch Änderungen in Betriebsgrößen oder aber durch Fehler im Reaktorschutzsystem oder Abschaltssystem (Elektronik) hervorgerufen werden.</p> <p>Änderungen von Betriebsgrößen sind die schwerwiegenden Gründe für eine Reaktorschnellabschaltung, da sie nach Aussage von Herrn Kotthoff, GRS-Köln, wahrscheinlicher sind und einen Einfluß auf die Verfügbarkeit der angesprochenen Systeme haben können (bedingte Wahrscheinlichkeiten). Da man nicht alle Ereignisse, die zu einer Reaktorschnellabschaltung führen, genau erfassen und abgrenzen kann, behandelt man die Reaktorschnellabschaltung pauschal, d.h. unabhängig von ihrer Auslösung. Methodisch exakt wäre es, die Abschaltung als Reaktion auf das auslösende Signal zu betrachten.</p> <p>Bei der pauschalen Behandlung kann man die Zuverlässigkeit der angesprochenen Systeme als unabhängig von der Ursache der Reaktorschnellabschaltung ansehen. Dies ist zulässig, da die Eintrittswahrscheinlichkeiten der auslösenden Ereignisse, die zu höheren (bedingten) Wahrscheinlichkeiten führen, wesentlich geringer sind als der Pauschalwert und damit die angehobenen Verzweigungswahrscheinlichkeiten mehr als kompensieren.</p>						Erledigt durch/bis

Anlagenverhalten:

Vom Reaktorschutzsystem werden automatisch alle Schalthandlungen ausgelöst, die zur Einleitung der Nachwärmeabfuhr (NWA) erforderlich sind. Mit dem Abschalten der Turbine erfolgt die Umschaltung auf Fremdnetzeinspeisung.

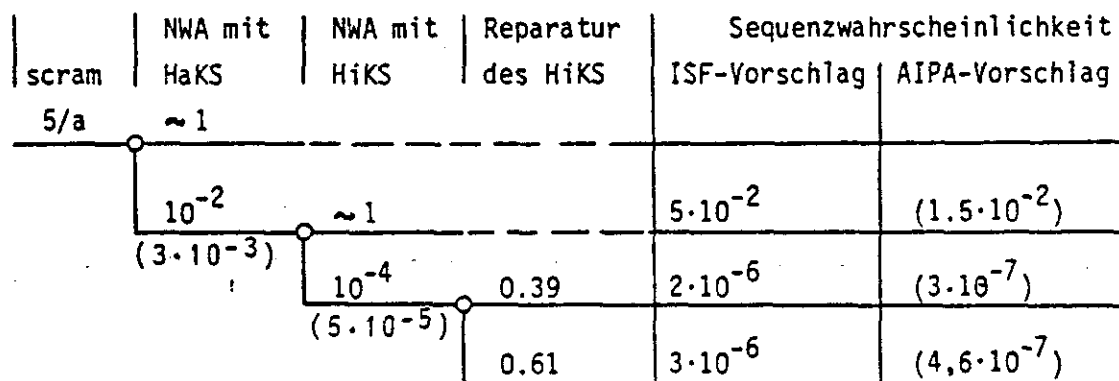
Zunächst wird ca. 15 min die Nachwärme mit dem Hauptkühlsystem durch ausreichende Restdampfproduktion zum Antrieb der Speisewasserpumpen- und Hauptgebläse-Antriebsturbinen abgeführt.

Danach reicht die in den Anfahrentspannern anfallende Dampfmenge nicht mehr aus, so daß Hilfsdampf aus zwei zur Verfügung stehenden Hilfskesseln zugespeist wird. Das Hilfsdampfsystem ist so ausgelegt, daß mit ihm langfristig die Nachwärme über das Hauptkühlsystem abgeführt werden kann.

Das Hilfsdampfsystem dient ferner zum Anfahren des Reaktors und bei Ausfall der Turbine zum Beheizen des Dekontaminationssystems, SBB-Heizsystems und von Arbeitsräumen.

Ist das System nicht verfügbar oder versagt es zu einem späteren Zeitpunkt, steht für die NWA als eigentliches NWA-System das Hilfskühlsystem zur Verfügung.

Bei direkter Anforderung des Systems sind 2 von 3 Hilfskühlkreisläufe und bei Anforderung nach 15 min 1 Kreislauf zur sicheren NWA erforderlich.

Störfallablaufdiagramm

Bei den nicht geklammerten Werten handelt es sich um ISF-Werte, die teilweise auf Korrekturen von AIPA-Werten zurückzuführen sind.

Die geklammerten Werte beziehen sich auf die AIPA-Studie.

Wahrscheinlichkeiten für:

=====

Reaktorschnellabschaltung

WASH-1400 gibt Werte an zwischen $1-5-10/a$, wobei der Mittelwert von $5/a$ auch in der Zeitschrift "Atom und Strom" (Jg. 23, März, April 1977) ausgewiesen wird.

Langfristige NWA mit dem Hauptkühlsystem:

Dem aus der AIPA-Studie entnommenen Wert von $10^{-1}/A$ kann nicht zugestimmt werden, da dort mit dem Ausfall des Fremdnetzes und dem notwendigen Abfangen der Turbine zur elektrischen Eigenbedarfsversorgung eine ungünstigere Ausgangslage vorliegt.

An anderer Stelle wird für die Nichtverfügbarkeit des Hauptkühlsystems (AIPA-Bd. III) ein Wert von $3 \cdot 10^{-3}/A$ angegeben, der von uns als optimistisch angesehen wird. Wir halten einen Wert von $10^{-2}/A$ für realistischer.

Nachwärmeabfuhr mit dem Hilfskühlsystem

In AIPA ist die Nichtverfügbarkeit des Hilfskühlsystems bei Ausfall des Fremdnetzes mit $2 \cdot 10^{-4}/A$ angegeben. Im vorliegenden Fall steht zur elektrischen Versorgung des Hilfskühlsystems das Fremdnetz zur Verfügung.

Da die Notstromaggregate als Schwachstelle für das Hilfskühlsystem erkannt wurden, verbessert sich die Nichtverfügbarkeit des Hilfskühlsystems bei vorhandenem Fremdnetz auf $4,7 \cdot 10^{-5}/A$.

Das ISF hält aber den Ausgangswert von $2 \cdot 10^{-4}/A$ für zu optimistisch (korrigiert auf $2 \cdot 10^{-3}/A$) und hält daher für den vorliegenden Störfall insgesamt einen Wert von $10^{-4}/A$ für realistisch.

Reparatur des Hilfskühlsystems

Die Reparaturmöglichkeit des Hilfskühlsystems wurde in den Störfallablauf mit einbezogen; da der HTR hierfür Zeit läßt.

Aus AIPA wurde ein Wert für das Gelingen einer Reparatur in 0-10 h von 0,39 bzw. für das Nichtgelingen ein Wert von 0,61 übernommen.

Schlußbemerkungen

Der vorliegende Störfall kann in den Störfallbetrachtungen der HTR-Sicherheitsstudie somit nicht vernachlässigt werden. Die Eintrittswahrscheinlichkeit für eine ungehinderte Core-Aufheizung liegt allerdings mit

$3 \cdot 10^{-6}/a$ bzw. mit $4,7 \cdot 10^{-7}/a$ (bei Übernahme von AIPA-Werten) unter der beim LOSP-BD Störfall mit $10^{-5}/a$ (korrigierter AIPA-Wert) bzw. $10^{-6}/a$ (AIPA-Wert). Die Auswirkungen sind jedoch trotz einer zeitlichen Streckung von mindestens 15 min ähnlich.


(J. Döhler)

9. KRITISCHE BEWERTUNG DER VERSAGENSWAHRSCHEINLICHKEIT VON
KOMponentEN IN ABHÄNGIGKEIT VON DER ERDBEBENBEANSPRUCHUNG

INSTITUT FÜR MASCHINENELEMENTE UND MASCHINENGESTALTUNG
DER TH AACHEN

H. PEEKEN, CH. TROEDER

Kritische Bewertung der Versagenswahrscheinlichkeit von Komponenten in Abhängigkeit von der Erdbebenbeanspruchung

1. Einleitung

Die in der AIPA-Studie enthaltenen Kapitel über die Auswirkung von Erdbebenbeanspruchung auf Komponenten von Kernkraftwerken werden einer kritischen Betrachtung unterzogen, um Hinweise auf zukünftige zu beachtende Schwerpunkte bei Sicherheitsuntersuchungen dieser Art zu erhalten.

In der Erdbebenanalyse der Studie werden die Wahrscheinlichkeiten der Auswirkungen von Erdbebenmagnituden, die vom einfachen bis doppelten Wert der Magnitude des sog. SSE reichen, auf Komponenten des Reaktors ermittelt. Für dieses hypothetische Erdbeben sollen alle Einrichtungen zum Schutz der Öffentlichkeit so ausgelegt werden, daß sie während und nach diesem Erdbeben funktionsfähig bleiben.

Obgleich Bauwerkteile und ihre inneren Ausrüstungsteile infolge des SSE schwer beschädigt werden können, muß die Konstruktion ein sicheres und ordnungsgemäßes Abfahren des Reaktors nach dem Erdbebenereignis erlauben. Es wurde in der Studie daher angenommen, daß Erdbeben dieser Stärke Verlust der Fremdenergie und Turbinenschnellschluß mit der Wahrscheinlichkeit 1 verursachen.

Die in der Studie entwickelten Wahrscheinlichkeitsangaben sollen primär als Hinweise verstanden werden und nicht als ausreichend genau definierte Werte. Die Gründe liegen im Fehlen von Daten über Erdbebenhäufigkeiten und in der Schwierigkeit, Versagenswahrscheinlichkeiten von Anlageteilen zu ermitteln.

Es wird dazu festgestellt, daß Ausrüstungsteile, Komponenten u.ä. nach den einschlägigen Vorschriften und Normen, aber unter Ausschluß des Erkennens von Form und Ablauf einer erdbebenbedingten Schädigung, konstruiert werden. In diesem Punkt konnte man sich daher nur auf ingenieurmäßige Beurteilungen, die natürlich beträchtlich fehlerhaft sein können, verlassen.

Zum besseren Verständnis soll der Inhalt der entsprechenden Abschnitte der Studie in folgendem in stark gekürzter Form wiedergegeben werden.

2. Zusammenfassung der Bände

Band II: Grundlagen zur Erdbebenwahrscheinlichkeitsrechnung

Das Ereignis eines großen Erdbebens verursacht Verlust der Fremdenergie (LOSP) und Turbinenschnellschluß (TT) mit der Wahrscheinlichkeit 1.

Daraus folgt, daß die Unfallfolgen, die mit dem Erdbebenereignis zusammenhängen, im wesentlichen dieselben sind, die mit den LOSP-Unfall verbunden sind.

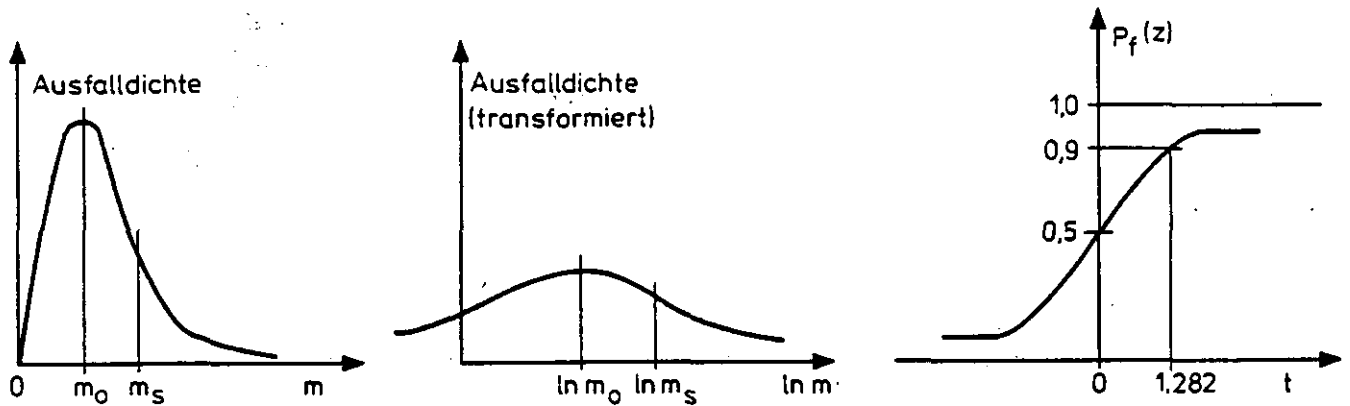
Der primäre Unterschied zwischen beiden liegt in einem Wechsel (Veränderung) der Wahrscheinlichkeiten als Ergebnis der Auswirkung des Bebens.

In anderen Worten, der Ausfall von Ausrüstungsteilen wird durch dieselben Faktoren und Bedingungen hervorgerufen wie sie sich bei der LOSP-Analyse ergaben unter zusätzlichen Mitwirkungen allein aus dem Erdbeben.

Die vollständige Ausfallwahrscheinlichkeit ist dann die Summe der Wahrscheinlichkeiten von Block 2 und 3 (Fig. 4-12).

Zwei rechnerische Mittel werden zur Abschätzung der Versagenswahrscheinlichkeit von Ausrüstungsteilen durch ein Erdbebenereignis mit spezifischer Amplitude herangezogen. Beide beruhen auf der Annahme, daß die Erdbeben-Überlebensfähigkeit für Ausrüstungsteile als Funktion der Erdbebenmagnitude logarithmisch-normal verteilt ist.

Bei der ersten rechnerischen Näherung werden die Daten von Newmark direkt verwendet. Newmark geht davon aus, daß die Ausfälle von Ausrüstungsteilen ungefähr logarithmisch-normal verteilt sind.



Die Ausfallwahrscheinlichkeit ist dann in standardisierter Form:

$$P_t = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z e^{-\frac{x^2}{2}} dx \quad \text{mit } z = \frac{\ln m - \mu_m}{\sigma}$$

Mit einem Sicherheitsfaktor

$$K = \frac{m_0}{m_s}$$

und dem Magnitudeparameter

$$\alpha = \frac{m}{m_s}$$

folgt

$$z = \frac{\ln (m/m_s) - \ln (m_0/m_s)}{\sigma} = \frac{\ln \alpha - \ln K}{\sigma}$$

Der zweite rechnerische Ansatz geht von ingenieurmäßiger Schätzung von α -Werten aus, bei denen die Versagenswahrscheinlichkeiten 50 und 90% betragen.

Für die Standardnormalverteilung liegen damit die Integrationsgrenzen bei $z = 0$ und $z = 1,282$. Damit können nun der Mittelwert und die Streuung der transformierten Normalverteilung

ermittelt werden.

$$0 = \frac{\ln \alpha_1 - \ln K}{\sigma}$$

und

$$1,282 = \frac{\ln \alpha_2 - \ln K}{\sigma}$$

ergibt

$$K = \alpha_1 \quad \text{oder} \quad \mu = \ln \alpha_1$$

$$\sigma = \frac{\ln \alpha_2 - \mu}{1,282} = \frac{\ln (\alpha_2 / \alpha_1)}{1,282}$$

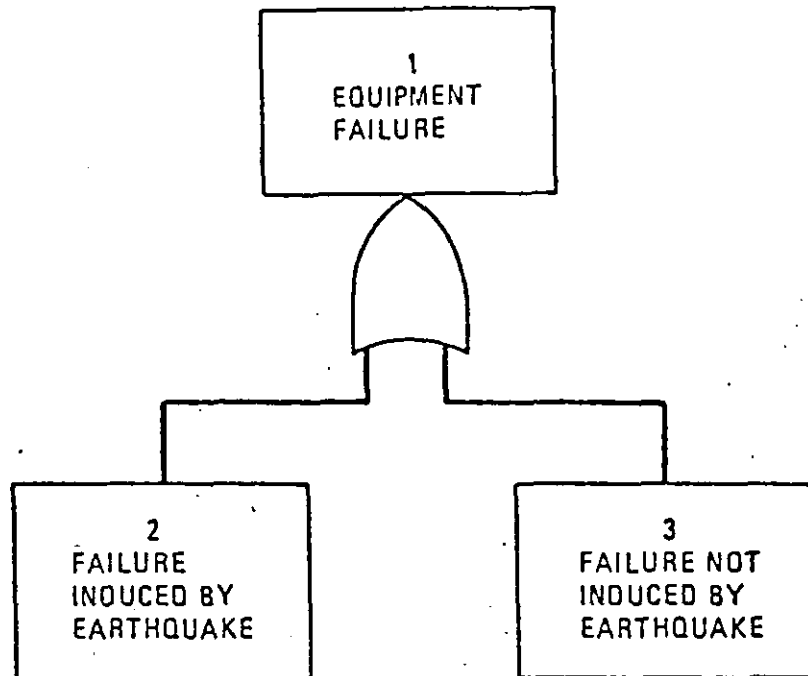


Fig. 4-12. Fault tree showing earthquake contribution to equipment failure

Band III: Sicherheitserdbeben

Das Sicherheitserdbeben (SSE) ist Konstruktionsgrundlage für Bauwerke und Ausrüstungsteile in der Kategorie I, die während und nach einem Erdbebenereignis sichern sollen, daß

1. die Unversehrtheit der druckfesten Umschließung des Reaktorkühlmittels aufrechterhalten wird,
2. die Möglichkeit, den Reaktor abzufahren und in einer sicheren Betriebsstellung zu halten, nicht eingeschränkt wird,
3. die Möglichkeit, die Folgen potentieller Unfälle zu verhindern oder zu begrenzen, aufrecht erhalten wird.

Damit ist klar, daß alle nach Kategorie I ausgelegten Teile eine hohe Wahrscheinlichkeit haben, das Erdbeben zu überleben.

Es wird daher angenommen, daß nicht nach Kategorie I ausgelegten Teile durch das SSE ausfallen, und festgesetzt, daß

1. Verlust der Fremdenergie
2. Ausfall der Hauptkühlung

eintritt.

Die Untersuchung nimmt daher an, daß der Schutz gegen mögliche Konsequenzen aus diesem Unfall im Abfahren des Reaktors und seiner Kühlung mit dem Hilfskühlsystem über Notstromversorgung besteht.

Die Wahrscheinlichkeit für das jährliche Auftreten eines Erdbebens von 10^{-5} /Jahr bei 0,2 g Bodenbeschleunigung wird als arithmetischer Mittelwert auf zwei Datenquellen angegeben. Die Folgen eines SSE sind in Fig. 4-57 dargestellt unter der Annahme, daß während des SSE die Last abgeworfen wird und die Hauptkühlsysteme ausfallen, da sie normalerweise nicht so ausgelegt sind, daß sie während des Betriebes ein Beben dieser Stärke überleben.

Es wird erwartet, daß jedoch die Sicherheitssysteme ein derartiges Ereignis überleben, obgleich ihre Verfügbarkeit eingeschränkt werden könnte.

Als Beispiel wird eine Analyse des Reaktorhilfsskühlsystems (CACs) genauer diskutiert unter Benutzung von Daten aus Ref. 4-14.

In Ref. 4-14 wird gezeigt, daß der Sicherheitsfaktor 2 bis 4 für die Abschätzung der Beschleunigung, die auf den Standort übertragen wird, beträgt.

Zusätzlich ist ein Sicherheitsfaktor (SF) von 2 in der Abschätzung der Oberflächenbeschleunigung und der Bewegung am Standort enthalten. Dies ergibt einen Sicherheitsfaktor von 4 bis 8 in den Auslegungsbeschleunigungen und Bewegungen der Anlage gegenüber denjenigen, die von einem großen Erdbeben erwartet werden.

Auf dieser Grundlage errechnet Newmark eine geschätzte Wahrscheinlichkeit von $3.4 \cdot 10^{-2}$ bis $3.1 \cdot 10^{-3}$, daß die wirklichen Kräfte am Standort aus einem Erdbeben die Auslegungskräfte übersteigen werden.

Bei der Ermittlung der Widerstandsfähigkeit von Strukturteilen schätzt Newmark einen Sicherheitsfaktor von 2 in der Voraussage der Boden-Bauwerk Wechselwirkung, einen SF von 1,35 in der Definition des Antwortspektrums und einen SF von 3 bis 4 in der Schätzung der Dämpfung und Nachgiebigkeit der Konstruktion. Dies ergibt einen gesamt SF von 8 bis 11 der (Auslegungs)-Konstruktionsfestigkeit der Struktur über die wahren Belastungen infolge der Auslegungsbeschleunigung und Bewegung am Standort.

Aus dem Obengesagten errechnet Newmark eine Wahrscheinlichkeit von $3.2 \cdot 10^{-5}$ bis $2 \cdot 10^{-6}$, daß die wirklichen Belastungen aus den Auslegungsbeschleunigungen die Bauteilkonstruktionsfestigkeit der Struktur übersteigen.

Indem die SF aus den Bewegungen und der Strukturfestigkeit verbunden werden, schätzt Newmark einen resultierenden SF von 32 bis 88 der Strukturfestigkeit gegen die wirklichen Belastungen durch das SSE.

Die errechnete Wahrscheinlichkeit von Strukturversagen ist $8.3 \cdot 10^{-5}$ bis $6 \cdot 10^{-7}$.

Ausrüstungsteile haben einen zusätzlichen Sicherheitsfaktor von 1.5, der der Voraussage des Antwort-Spektrums am Aufstellungsort des Teils innewohnt.

Konsequenterweise wird der GSF gegen Beschleunigung und Bewegung mit 12 bis 16 angenommen, die zu einem kombinierten SF für Ausrüstungsteile von 48 bis 128 führt, und die Wahrscheinlichkeit des Ausfalls von Ausrüstungsteilen mit $3.3 \cdot 10^{-5}$ bis $3 \cdot 10^{-7}$ geschätzt.

Für diese Beispielsrechnung der CACS-Start-Verfügbarkeit nach einem SSE wird der log.-Mittelwert von $4 \cdot 10^{-6}$ als SSE-induzierte Versagenswahrscheinlichkeit für alle Ausrüstungsteile angesehen.

Ohne Erdbebeneffekte wurde die Versagenswahrscheinlichkeit für Start und Kurzbetrieb des CACS mit $3,3 \cdot 10^{-4}$ geschätzt auf der Basis von 58 Systemkomponenten (hauptsächlich Ventile).

Die Zunahme aufgrund des SSE wurde mit $58 \cdot (4 \cdot 10^{-6}) \sim 2 \cdot 10^{-4}$ geschätzt. Deshalb erhöht sich die Versagenswahrscheinlichkeit des Starts der CACS unbedeutend von $3,3 \cdot 10^{-4}$ auf $5,5 \cdot 10^{-4}$.

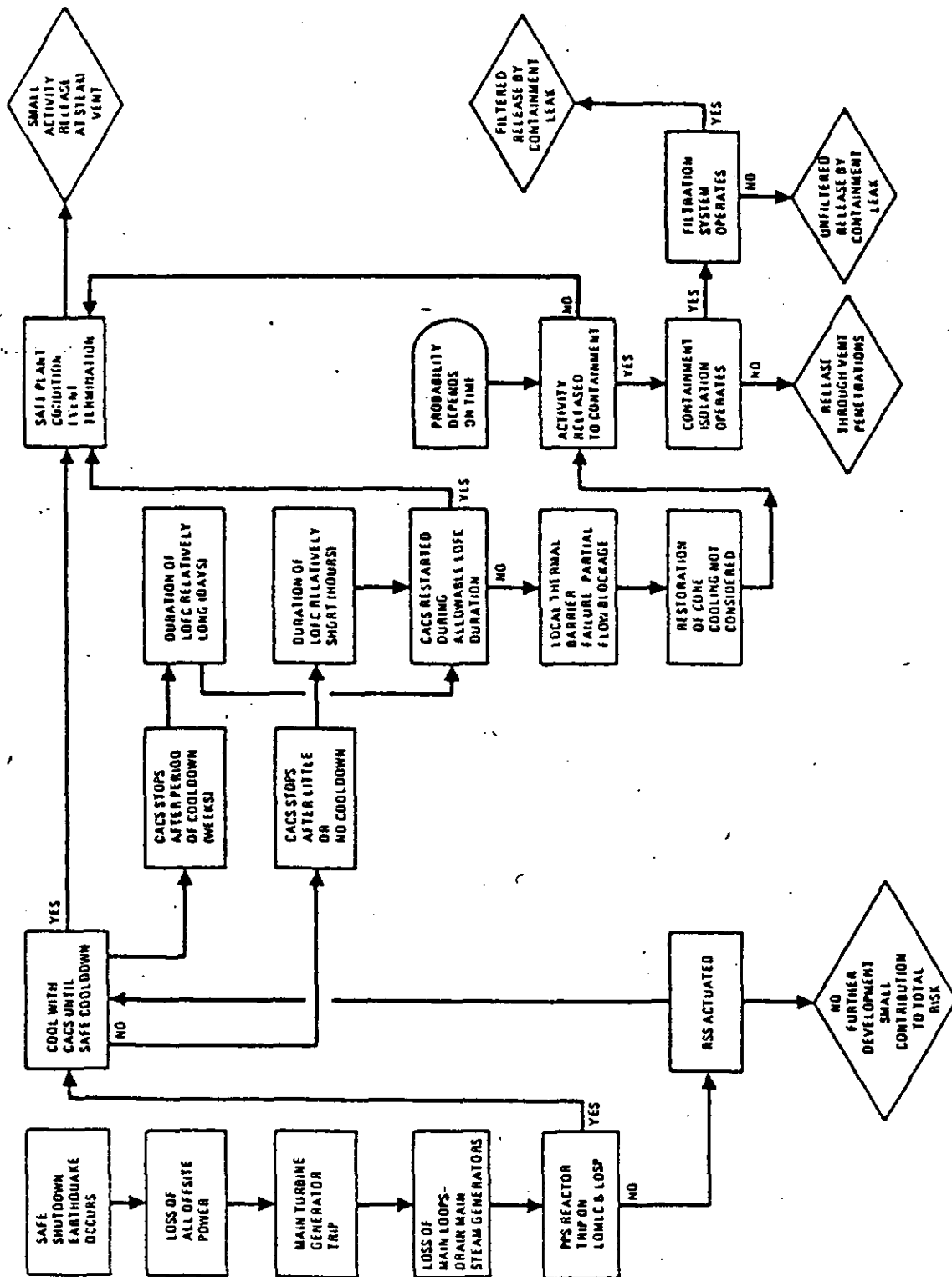


Fig. 4-57. Event sequence block diagram for safe shutdown earthquake

Band IV: Erdbebenwahrscheinlichkeit

Das Ereignisflußdiagramm für ein Erdbeben ist in Fig. 4-20 gezeigt. Dieses Diagramm ist für LOSEP ähnlich.

Die Wahrscheinlichkeit eines Turbinenschnellschluß mit LOSEP in einem großen Erdbeben wird gleich 1 gesetzt.

Die Wahrscheinlichkeit des auslösenden Ereignisses und die Versagenswahrscheinlichkeit von Ausrüstungsteilen, die einer Beschädigung durch das Erdbeben unterworfen sind, sind von der Erdbebenmagnitude unterschiedlich abhängig.

Der Ausdruck Magnitude wird gebraucht als allgemeiner Ausdruck für die Intensität eines Erdbebens an dem Ort eines Kernkraftwerkes.

Zahlenmäßige Messungen der Magnitude werden auf zwei Arten angegeben.

1. Bodenbeschleunigung am Standort und
2. Verhältnis von Bodenbeschleunigung zur vorgeschriebenen Bodenbeschleunigung für das SSE am Standort

Die Ereignisse einer vorläufigen Analyse zeigten, daß das Risiko, das mit einem SSE verbunden ist, im Verhältnis zu anderen Unfällen hoch ist. Daraus ergab sich die Frage nach dem Risiko bei höheren Magnituden. Um das Risiko als Funktion der Erdbebenmagnitude überblicken zu können, wurde für α der Bereich von 1 bis 2 ausgewählt.

Über Häufigkeit und Auswirkung von Erdbeben gibt es keine übereinstimmende Meinung unter den Fachleuten.

Viele der Berechnungsdaten sind Schätzwerte und sind daher mit beträchtlichen Fehlern behaftet. (Tab. 4-8 bis 4-11).

Für die Berechnung werden zwei grundlegende Datenarten verwendet.

1. Maximale Magnitude für vier Standorte aus Schätzungen mit Hilfe anderer Daten, die daher als Näherungswerte anzusehen sind.
2. Ingenieurmäßige Beurteilung der Anlageteile, ein Erdbeben ohne Versagen zu überstehen.

Diese Schätzungen sind ziemlich grob, da kein Versuch unternommen wird, Art, Form und Mechanismus (Ablauf) eines erdbebenverursachten Schadens zu identifizieren.

Daher sind die numerischen Ergebnisse als Hinweise und die Zahlen nicht buchstabenmäßig anzusehen.

Die Grundlage der Berechnung der Erdbebenbewegung Ereigniswahrscheinlichkeiten ist in Fig. 4-20 dargestellt.

Die Erdbebenwahrscheinlichkeiten sind spärlich. Einige Hinweise sind in den folgenden Tabellen zusammengestellt.

In dieser Untersuchung wurden Magnituden, die größer als das SSE sind, berücksichtigt. Der Bereich $1 \leq \alpha \leq 2$ wurde willkürlich festgelegt und ebenso in fünf Bereiche eingeteilt.

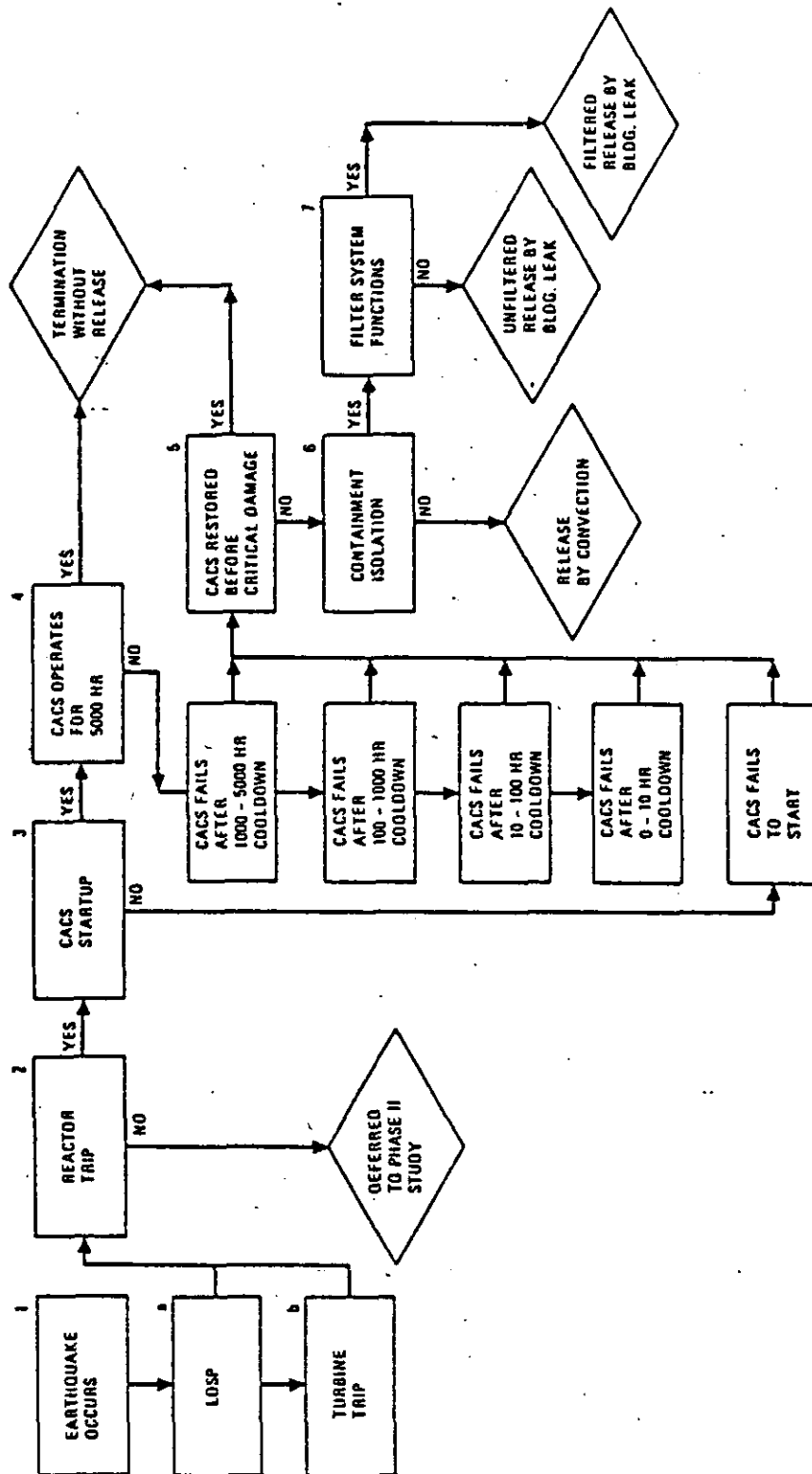


Fig. 4-20. Event sequence diagram for earthquakes

TABLE 4-8
COMMENTS ON EARTHQUAKES

Probability distribution of occurrence rate as a function of magnitude assumed to follow the complement of the cumulative log normal distribution

Mean of distribution

From four sites docketed in 1973 (year Appendix A of 10CFR100 was released)

Perry

Douglas Point

Clinton

Allens Creek

Standard deviation of distribution

From "Comments on Conservatism in Earthquake Resistant Design," by N. M. Newmark (Ref. 4-8)

TABLE 4-9
EARTHQUAKE INITIATING EVENT

Earthquake magnitude = $\alpha \times \text{SSE}$

$1.0 \leq \alpha \leq 1.2$	Median occurrence rate = $2 \times 10^{-8} \text{ yr}^{-1}$ Uncertainty factor = 78.
$1.4 \leq \alpha \leq 1.6$	Median occurrence rate = $1 \times 10^{-9} \text{ yr}^{-1}$ Uncertainty factor = 104

Comparison to preliminary (February 1975) analysis

Occurrence rate for all "strong motion" earthquakes = 10^{-5}

Probability that "strong motion" earthquake is greater than SSE = 10^{-2}
(included in equipment failure probability)

Resulting occurrence rate for earthquakes greater than SSE = $10 \times 10^{-8} \text{ yr}^{-1}$

TABLE 4-10
EQUIPMENT FAILURE CAUSED BY EARTHQUAKES

Earthquakes \geq SSE were of interest

Estimates vary widely for earthquake-induced failure:

Some estimates at $1.5 \times SS$ are 10^{-4} for failure of CACS to start

Other estimates at $1.5 \times SSE$ are 0.4 for failure of CACS to start

A geometric mean of these extremes was used

Designers have not developed good intuition

Failure prediction not required by codes

Good failure probabilities were not obtained

TABLE 1
ROUGH ESTIMATES OF PROBABILITIES OF EARTHQUAKE-INDUCED FAILURE

Equipment Failure	Earthquake Magnitude: $\alpha = 1.1$		Earthquake Magnitude: $\alpha = 1.5$	
	Median Failure Probability	Uncertainty Factor	Median Failure Probability	Uncertainty Factor
CACS fails to start	2×10^{-4}	17	6×10^{-3}	62
Failure to maintain containment leak-tightness	1×10^{-4}	6	0.4	2
Failure to trip reactor	1×10^{-8}	12	2×10^{-6}	3

Band IV A: Erdbebenwahrscheinlichkeitsberechnung

Das Ablaufschema der Erdbebenfolgen ist in Fig. A 3-1 dargestellt.

Ereignis 1: Auslösendes Ereignis

Die zahlenmäßige Analyse geht aus vom Erdbebenereignis.

Der Untersuchungsbereich ist $1 \leq \alpha \leq 2$.

Es wird beobachtet, daß die Erdbebenereignisraten mit der Zunahme von Erdbebenmagnituden abnehmen, während Versagenswahrscheinlichkeiten von Ausrüstungsteilen tendenzmäßig mit der Magnitude zunehmen. Diese entgegenwirkenden Effekte ergeben Variationen in den Zweigwahrscheinlichkeiten als Funktion der Magnitude.

1. Die Standardabweichung α in logarithmischer Darstellung wird nach Newmark ermittelt und beträgt 0,852.
2. Erdbebenereignisraten werden als Funktion des Parameters α angegeben und zusammenfassend in Tabelle A 3-13 wiedergegeben.

Da Verlust der Fremdenergie und Turbinenschnellschluß als direkte Folgen des Erdbebenereignisses angesehen werden, wird deren Auswirkung in die Gesamtversagenswahrscheinlichkeit der folgenden Komponenten aufgrund eines Erdbebens einbezogen.

Ereignis 2: Reaktorschnellabschaltung

Der zweite Block in Fig. A 3-1 betrifft die Reaktion der Anlage auf Reaktorschnellabschaltung.

Die Versagenswahrscheinlichkeit der Steuer- und Abschaltssysteme aufgrund des Verlusts der Fremdenergie (LOSP) nach dem Erdbeben beträgt $P_2 = 1 \cdot 10^{-8}$.

In der vorläufigen Analyse, Band III, Abschn. 4.16 wurde zunächst eine einzige Versagenswahrscheinlichkeit für die gesamte Ausrüstung bei der Magnitude $\alpha = 1$ (SSE) verwendet.

Um einige Abschätzungen der ausrüstungsbezogenen Versagenswahrscheinlichkeit als Funktion der Erdbebenmagnitude zu erhalten, wurden ingenieurmäßige Abschätzungen der Ausfallwahrscheinlichkeit von Ausrüstungsteilen herangezogen.

Daher sind die ermittelten Ausfallwahrscheinlichkeiten als sehr allgemeine Hinweise, die durchaus fehlerhaft sein können, zu beurteilen.

Die Wahrscheinlichkeit, die mit einem durch Erdbeben verursachten Versagen verbunden ist, wurde grob auf $\alpha_1 = 5$ und $\alpha_2 = 7$ für 50% und 90% Ausfallwahrscheinlichkeit während des Erdbebens geschätzt. Mit den Beziehungen aus Band II folgt dann aus der Standardnormalverteilung die mittlere Ausfallwahrscheinlichkeit (Tab. A3-14) für die Reaktorschnellabschaltung nach Auswertung des Fehlerintegrals

$$P_f = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z e^{-\frac{x^2}{2}} dx$$

entsprechend Band II.

Die Gesamtversagenswahrscheinlichkeit ist $P_1 = P_2 + P_f$

Ereignis 3: Anfahren des Hilfskühlsystems

Der dritte Block in Fig. A3-1 betrifft das Anlagenverhalten beim Anfahren des Hilfskühlsystems.

Erdbeben sind Quellen für allgemeine Versagensursachen.

Die hier angewendete Methode beruht auf der Anpassung der Wahrscheinlichkeiten, das Hilfskühlssystem nicht starten zu können, und der β -Faktoren aus der LOSP-Analyse an das Erdbebenereignis.

β wird 1 bei vollständiger Abhängigkeit unter redundanten Komponenten, d.h. der Ausfall einer Komponente wird immer vom Ausfall der anderen Komponenten begleitet.

β wird Null wenn absolut keine Abhängigkeit zwischen den Komponenten für den Fall des Versagens einer Komponente besteht.

Die LOSEP-Analyse zeigt, daß die Wahrscheinlichkeit, irgendein Hilfskühlsystem nicht starten zu können,

$$Q = 2,9 \cdot 10^{-3} / \text{Startanfrage beträgt}$$

Der wahrscheinlichkeitsgewichtete durchschnittliche β -Faktor beträgt $\beta = 0,067$.

Beim Erdbeben ergibt sich ein Beitrag zur Start-Versagenswahrscheinlichkeit Q_E . Die neue Versagenswahrscheinlichkeit ist

$$Q' = Q + Q_E$$

Da Erdbebenversagen allgemeine Fehler sind, wird der neue β -Faktor

$$\beta' = \frac{\beta \cdot Q + Q_E}{Q'}$$

Wenn Q_6 die Wahrscheinlichkeit ist, daß 2/3 des CACS nicht angefahren werden können folgt:

$$Q_6 = 3((1-\beta)Q)^2 - 2((1-\beta)Q)^3 + \beta Q$$

Damit ist noch die Wahrscheinlichkeit Q_E zu bestimmen.

Das Hilfskühlsystem ist grundsätzlich ausgelegt, den Bedingungen im Hinblick auf ein SSE zu genügen. Daher erscheint es sinnvoll anzunehmen, daß das Hilfskühlsystem in der Lage ist, erfolgreich während und nach einem SSE zu funktionieren.

Jedoch ergibt sich ein anderer Aspekt, wenn sich große Erdbeben ereignen und der Reaktordruckbehälter sich auf der Stützkonstruktion hin- und herbewegt.

Dieses Problem kann nur qualitativ beschrieben werden, da die Konstrukteure die möglichen Schadensmechanismen nicht untersuchen. Die vorgenommene Abschätzung beschränkt sich auf Leitungsbruch durch die Bewegung des Reaktordruckbehälters als obere Grenze und den Daten von Newmark für die untere Grenze. Die untere Schranke wird entsprechend den Beziehungen nach Newmark über einen Sicherheitsfaktor K , der den Mittelwert liefert, und die Standardabweichung $\sigma = 0,6$ der logarithmischen Normalverteilung bestimmt.

Die Beziehung lautet entsprechend Band II:

$$P_{fL} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z e^{-\frac{1}{2x^2}} dx \text{ mit } z = \frac{\ln \alpha - \ln k}{\sigma}$$

Die obere Grenze wird wie in Abschnitt A3.3 über zwei ingenieurmäßig geschätzte Werte von $\alpha_1 = 1,54 + \alpha_2 = 1,71$ bestimmt. (A3-33). Aus beiden Werten ergibt sich der mittlere Wert und der Unsicherheitsfaktor für erdbebenverursachte Ausfallwahrscheinlichkeiten.

Entsprechend Band II wird:

$$P_{fu} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z e^{-\frac{1}{2x^2}} dx \text{ mit } z = \frac{\ln \alpha - \ln \alpha_1}{\ln(\alpha_2/\alpha_1)/1,282}$$

Die Unsicherheiten in der Bestimmung von α_1 und α_2 sind darin nicht berücksichtigt.

Die Verbindung beider Werte liefert die Versagenswahrscheinlichkeit infolge Erdbebenbeanspruchung

$$Q_E = \sqrt{P_{fu} \cdot P_{fL}}$$

Ereignis 4,5: Hilfskühlsystem-Betrieb für 5000 h und Wiederherstellung ausgefallener Hilfskühlsysteme

Der vierte Block betrifft das Anlagenverhalten, um das CACS für 5000 h in Betrieb zu halten.

Man erwartet, daß die äußeren Beschädigungen der Anlage so schwer sind, daß die Instandsetzungszeit wesentlich länger ist als die durchschnittliche Zeit von 0,25 h, die in der LOSEP-Analyse verwendet wurde.

Man geht von folgenden Annahmen aus:

1. Bei CACS-Versagen für Start und Betrieb während der ersten 10 h wird die Wiederherstellung der Fremdenergie nicht betrachtet.
2. Für Ausfälle nach den ersten 10 h wird die Wiederherstellung von Hilfsenergie erwartet.

Der fünfte Block betrifft die Möglichkeit, die ausgefallenen Hilfskühlsysteme wiederherzustellen, bevor die Temperatur im Primärkühlsystem so weit ansteigt, daß schwere Schäden verursacht werden. Obgleich anzunehmen ist, daß sich die Erdbebenmagnitude auf die Reparierbarkeit auswirkt, wird für den Bereich $1 \leq \alpha \leq 2$ die Analyse verwendet, da nicht erwartet wird, daß die Wiederherstellung vor 10 Stunden nach dem Erdbeben beginnt, da die Beschädigungen schwer sind und allgemeine Verwirrung herrscht. Für die Wahrscheinlichkeit der Wiederherstellung nach 10 h wird ein exponentieller Ansatz gewählt.

Ereignis 6: Reaktorgebäude-Abschluß

Der sechste Block betrifft die Fähigkeit, die Lecksicherheit des Reaktorgebäudes bereitzustellen.

Das Versagen des Reaktorgebäudes kann auf zwei Arten erfolgen.

1. Versagen der Reaktorgebäude-Abschlußklappen oder
2. Verlust der Lecksicherheit des Reaktorgebäudes aufgrund von Brüchen am Liner und im Beton.

Die Wahrscheinlichkeit des Versagens einer Abschlußklappe ist $P_1 = 8 \cdot 10^{-5}$ unter der Annahme, daß von $1 \leq \alpha \leq 2$ die Verfügbarkeit nicht beeinträchtigt wird.

Die Abschätzung der Lecksicherheit erfolgt auf der Grundlage ingenieurmäßiger Beurteilung, die aber nur als allgemeine Hinweise zu betrachten sind.

Die resultierende Ausfallwahrscheinlichkeit Q_6 wird aufgrund von Versagenswahrscheinlichkeiten bei 50 und 90% mit den Parameter $\alpha_1 = 1,54$ und $\alpha_2 = 1,71$ entsprechend Ereignis 3 durch Auswertung des Fehlerintegrals

$$P_f = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z e^{-\frac{1}{2x^2}} dx$$

ermittelt und zu P_1 addiert.

Die Ergebnisse sind in den Tabellen A3-27 und A3-28 zusammengestellt.

Ereignis 7: Filtersysteme

Der siebente Block betrifft die Fähigkeit der Filtersysteme, filterbare Radionukleide aus der Reaktorgebäude-Atmosphäre erfolgreich zurückzuhalten mit folgenden Annahmen:

1. Das Filtersystem wird nur in solchen Fällen betrachtet, wenn die Abschlußklappen funktionieren und das Reaktorgebäude seine Leckdichtheit behält.
2. Bei FS-Bedarf nach 100 h, die auf ein Erdbeben folgen, wird angenommen, daß die Filtersysteme repariert sind.
Daraus folgt aus der LOSP-Analyse $Q = 2 \cdot 10^{-3}$.
3. Für FS-Bedarf vor 100 h, die auf ein Erdbeben folgen, wird die vorhandene Filtersystemwahrscheinlichkeit in Beziehung zur Wahrscheinlichkeit, daß die Notfremdenenergie hergestellt wird, geschätzt. Dies wird als Exponentialfunktion angesetzt.

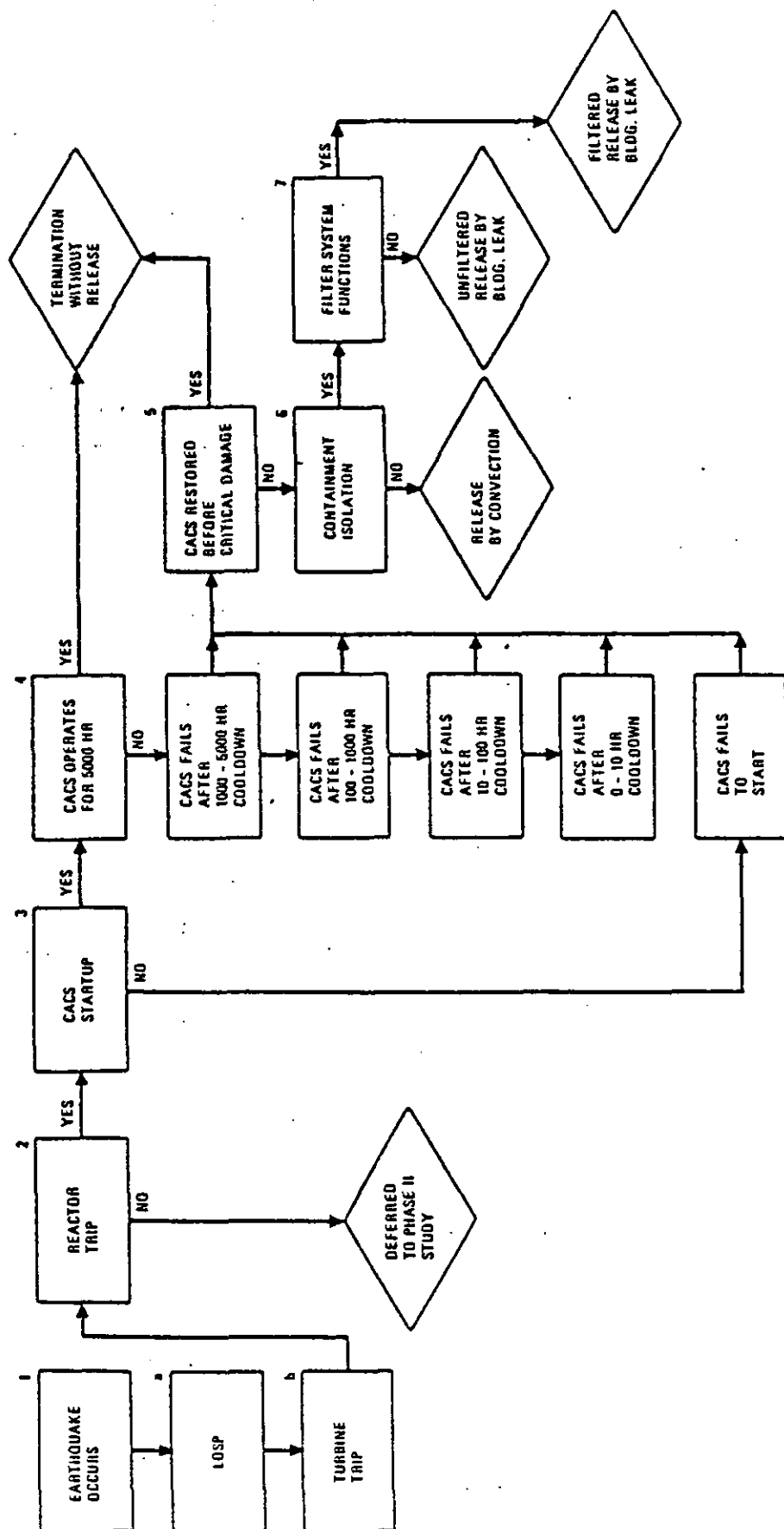


Fig. A3-1. Event sequence diagram for earthquakes

TABLE A3-13
MEDIAN AND UNCERTAINTY IN EARTHQUAKE OCCURRENCE RATES

Range of α	Median Occurrence Rate (oc./yr)	Average Uncertainty Factor f
$1.0 \leq \alpha < 1.2$	0.0 ₇ 145	77.8
$1.2 \leq \alpha < 1.4$	0.0 ₈ 396	90.7
$1.4 \leq \alpha < 1.6$	0.0 ₈ 127	104
$1.6 \leq \alpha < 1.8$	0.0 ₉ 461	116
$1.8 \leq \alpha < 2.0$	0.0 ₉ 184	129

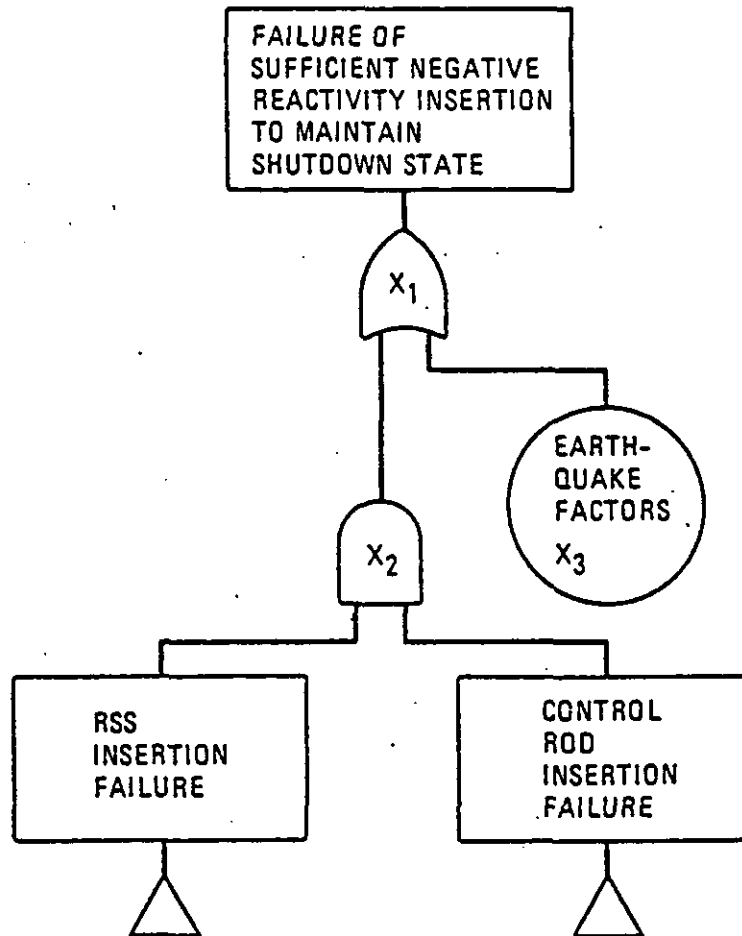


Fig. A3-2. Fault tree for reactor trip for earthquakes

TABLE A3-14
EARTHQUAKE-INDUCED FAILURE TO TRIP REACTOR

Magnitude Parameter, α	1.1	1.3	1.5	1.7	1.9
Median failure probability, P_f	0.0 ₈ ⁴⁰¹	0.0 ₆ ¹⁴⁴	0.0 ₅ ²²⁶	0.0 ₄ ¹⁹⁸	0.0 ₃ ¹¹⁴
Uncertainty factor, f	7.08	5.01	3.31	2.69	2.24

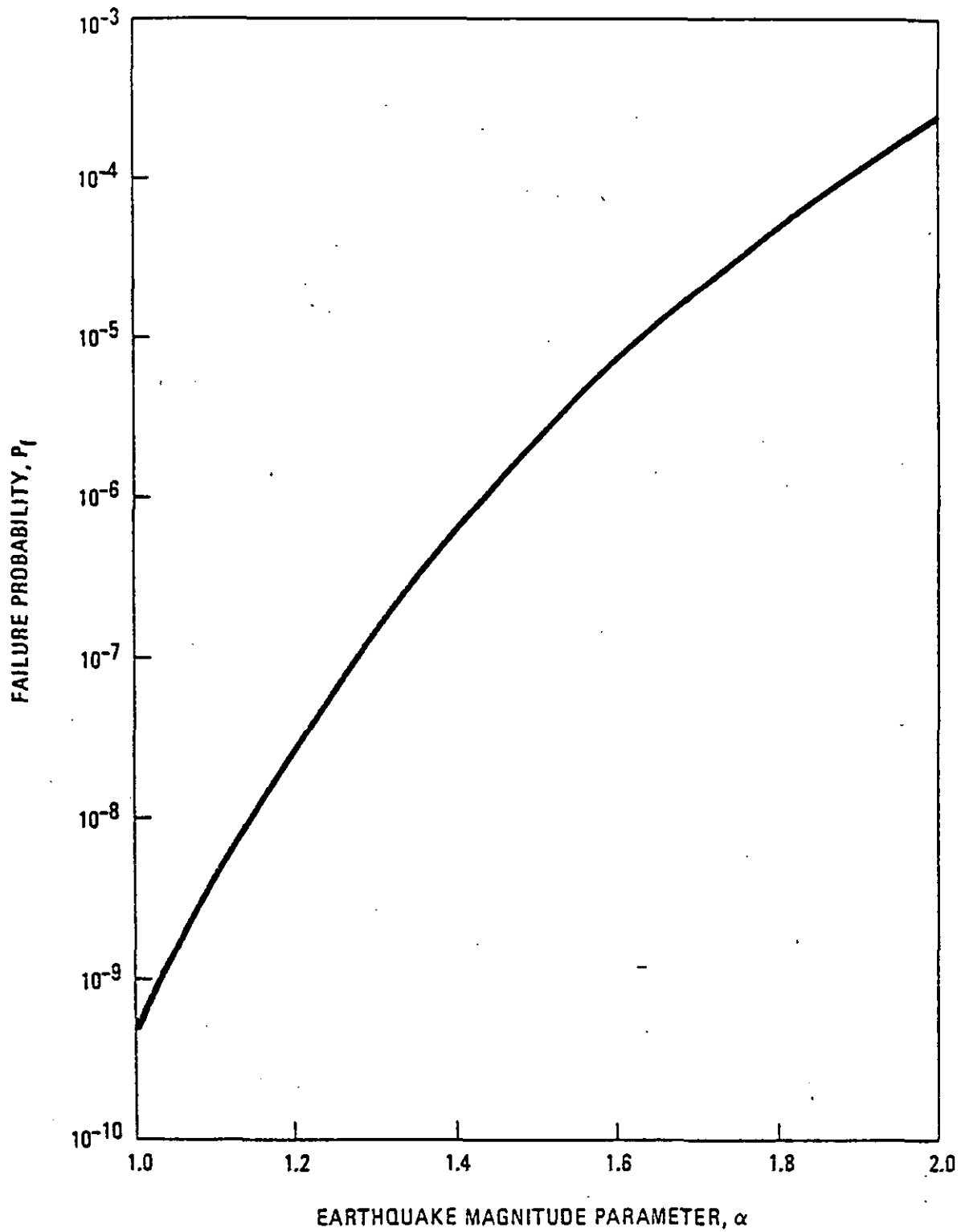


Fig. A3-3. Probability of earthquake-induced failure to trip reactor

TABLE A3-15
PROBABILITIES AND UNCERTAINTIES FOR REACTOR TRIP

Magnitude Parameter, α	1.1	1.3	1.5	1.7	1.9
Probability, P_1	1.4×10^{-8}	1.5×10^{-7}	2.3×10^{-6}	2.0×10^{-5}	1.1×10^{-4}
Uncertainty factor, f_1	12	5	3	3	2

TABLE A3-18
PROBABILITY PARAMETERS FOR EARTHQUAKE-INDUCED FAILURE OF CACS

Magnitude Parameter, α	1.1	1.3	1.5	1.7	1.9
Median probability, Q_E	0.0 ₄ 145	0.0 ₃ 837	0.0 ₂ 607	0.0140	0.0208
Uncertainty factor, f	1.30	22.5	61.6	63.3	47.8

TABLE A3-19
PROBABILITIES AND UNCERTAINTIES FOR CACS START

Magnitude Parameter, α	1.1	1.3	1.5	1.7	1.9
Probability, Q_6	2.3×10^{-4}	1.0×10^{-3}	6.3×10^{-3}	1.4×10^{-2}	2.1×10^{-2}
Uncertainty factor	17	23	62	63	48

TABLE A3-27
FAILURE TO MAINTAIN LEAK-TIGHT INTEGRITY OF CONTAINMENT STRUCTURE

Magnitude Parameter, α	1.1	1.3	1.5	1.7	1.9
Median probability, P_f	0.0 ₄ 189	0.0188	0.3736	0.8868	0.9 ₂ 493
Uncertainty factor, f_E	84.1	11.2	2.34	—	—

TABLE A3-28
CONTAINMENT ISOLATION PROBABILITIES AND UNCERTAINTY FACTORS

Magnitude Parameter, α	1.1	1.3	1.5	1.7	1.9
Failure probability, Q_6	1×10^{-4}	0.02	0.37	0.89	0.995
Uncertainty factor, f	6	11	2	—	—

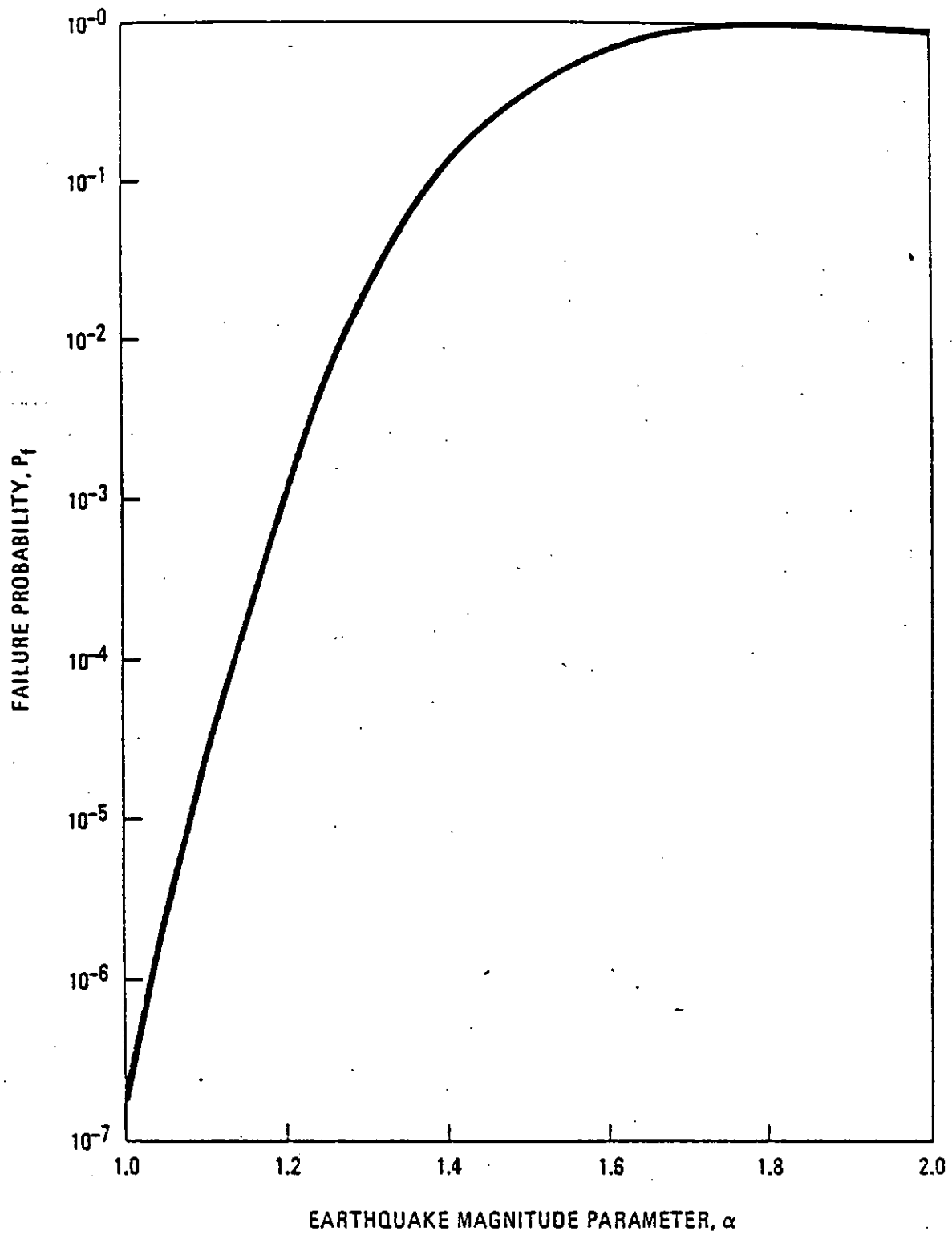


Fig. A3-4. Probability of earthquake-induced failure to maintain leak-tight integrity of containment structure

TABLE A3-29
FILTER SYSTEM FAILURE PROBABILITIES

Time From Earthquake to CACS Failure, t_1 (hr)	Maximum Allowable LOPC Duration, t_2 (hr)	Total Time Delay $t_d = t_1 + t_2$ (hr)	Failure Probability $e^{-t_d/50}$ for $0 \leq t_d \leq 100$ 10^{-3} for $t_d > 100$
0	1.25	1.25	0.98
5	4.1	9.1	0.83
10	9.5	19.5	0.68
55	29	84	0.19
100	34	134	0.069
550	52	602	2×10^{-3}
1000	72	1070	2×10^{-3}
3000	210	3210	2×10^{-3}
5000	∞	∞	2×10^{-3}

TABLE A3-30
FILTER SYSTEM PROBABILITIES AND UNCERTAINTY FACTORS

Time to CACS Failure (hr)	Median Failure Probability	Uncertainty Factor
Start	0.98	—
0-10	0.83	—
10-100	0.19	3
100-1000	2×10^{-3}	—
1000-5000	2×10^{-3}	—

3. Beurteilung der Versagenswahrscheinlichkeiten infolge Erdbebenbeanspruchung

Die Untersuchungen über die Ausfallwahrscheinlichkeit von Komponenten eines Reaktors infolge Erdbebenbeanspruchung beruhen auf der Annahme einer logarithmischen Normalverteilung des Versagens der wesentlichen Reaktorelemente nach einem Erdbeben, in Abhängigkeit von der Erdbebenmagnitude, die gleich oder größer als die eines als Sicherheitsbeben definierten Erdbebens ist.

Zur Bestimmung der charakteristischen Parameter der Verteilung wie Mittelwert und Varianz werden zwei Verfahren angegeben.

Beim ersten Verfahren wird die Standardabweichung σ und ein Sicherheitsfaktor $k = \frac{m_0}{m_s}$, der mit dem Mittelwert der logarithmischen Verteilung identisch ist, geschätzt. Beim zweiten Verfahren wird mit zwei ingenieurmäßig geschätzten α -Werten, die als Quotienten der zu einer Schädigung führenden Magnitude eines Bebens und der Magnitude des Sicherheitsbebens bei 50 und 90% Ausfallwahrscheinlichkeit einzelner Komponenten definiert sind, die Standardabweichung σ und der Mittelwert μ ermittelt.

Die Parameter α_1 und α_2 sind Schätzwerte von Fachleuten, denen, wie in der Studie betont wird, häufig der Hintergrund fehlt, diese Werte realistisch in Bezug auf die Wirkung eines Erdbebens zu ermitteln. Es wird mehrfach festgestellt, daß der mögliche Ablauf eines Ausfalls von Komponenten nahezu unbekannt ist. Dies zeigt sich z.B. darin, daß die α -Werte für den Start der Hilfskühlsysteme und die Reaktorgebäudeisolation gleich sind.

Die Ergebnisse der Berechnung der Ausfallwahrscheinlichkeiten sind zusammenfassend in der folgenden Tabelle wiedergegeben.

Ereignis	LOSP + TT		1,0÷1,2	1,2÷1,4	1,4÷1,6	1,6÷1,8	1,8÷2,0
1	-	$N\alpha$	$0,14 \cdot 10^{-7}$	$0,396 \cdot 10^{-8}$	$0,127 \cdot 10^{-8}$	$0,461 \cdot 10^{-9}$	$0,184 \cdot 10^{-9}$
2	$P_2 = 1 \cdot 10^{-8}$	$P_f(\alpha)$	$0,4 \cdot 10^{-8}$	$0,144 \cdot 10^{-6}$	$0,226 \cdot 10^{-5}$	$0,198 \cdot 10^{-4}$	$0,144 \cdot 10^{-3}$
		$P_1 = P_2 + P_f(\alpha)$	$1,4 \cdot 10^{-8}$	$1,5 \cdot 10^{-7}$	$2,3 \cdot 10^{-6}$	$2,0 \cdot 10^{-5}$	$1,1 \cdot 10^{-4}$
3	$Q = 2,9 \cdot 10^{-3}$	$Q_E(\alpha)$	$0,145 \cdot 10^{-4}$	$0,83 \cdot 10^{-3}$	$0,607 \cdot 10^{-2}$	$0,014$	$0,0208$
		$Q_6 = f(Q, Q_E)$	$2,3 \cdot 10^{-4}$	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$6,3 \cdot 10^{-3}$	$1,4 \cdot 10^{-2}$	$2,1 \cdot 10^{-2}$
6	$P_1 = 8 \cdot 10^{-5}$	$P_f(\alpha)$	$0,1899 \cdot 10^{-4}$	$0,188$	$0,3736$	$0,8868$	$0,99493$
		$Q_6 = P_1 + P_f(\alpha)$	$1 \cdot 10^{-4}$	$0,02$	$0,37$	$0,89$	$0,995$

Tabelle 1:

Ausfallwahrscheinlichkeiten aus Verlust der Fremdenergie und Turbinenschnellschluß in Verbindung mit erdbebenverursachten Ausfallwahrscheinlichkeiten.

Eine genauere Ermittlung von Wahrscheinlichkeitswerten in Abhängigkeit von der Erdbebenmagnitude war demnach aus drei hauptsächlichen Gründen nicht möglich.

1. Daten zur Abschätzung der Sicherheitsstufe der Ausrüstung, ein SSE zu überleben, sind nicht verfügbar, da sich keine SSE's an einem Kernkraftwerk ereignet haben und mit großer Wahrscheinlichkeit auch nicht ereignen werden.
2. Während der Konstruktionsphase werden zwar die geeigneten Erdbebenvorschriften berücksichtigt, ohne den Versuch zu machen, Art und Mechanismus eines von Erdbeben ausgelösten Versagens zu identifizieren.
3. Konstrukteure haben nicht genügend "Einfühlungsvermögen" für seismische Wahrscheinlichkeitsbetrachtungen, um vernünftige Beurteilungen bereitzustellen.

Diese Situation zeigt sich, wie die Studie vermerkt, in einem weiten Bereich von Wahrscheinlichkeitsschätzungen und häufigen Widersprechungen zwischen der Wahrscheinlichkeitsbeurteilung, die bei der Ausführung seismisch belasteter Konstruktionen zu beachten sind.

Die vorgeschlagene Berechnung von Ausfallwahrscheinlichkeiten in Abhängigkeit von der Erdbebenbeanspruchung ist daher als Modelluntersuchung zu verstehen, da man offensichtlich davon ausgeht, daß eine Abschätzung mit unsicheren Parametern besser ist als gar keine.

Es muß daher angenommen werden, daß in den α -Werten die verschiedensten Gesichtspunkte, die zum Ausfall eines Bauteils oder Komponente führen können, vermischt sind.

Grundsätzlich ist festzustellen, daß, aufgrund der Unsicherheiten bei der Schätzung der Werte α_1 und α_2 , die nach der zweiten Methode ermittelten Wahrscheinlichkeiten bereits bei kleinen Abweichungen von den vorgegebenen α -Werten Abweichungen in den Wahrscheinlichkeiten von einigen Größenordnungen verursachen, sodaß die so ermittelten Werte im Sinne einer statistisch gesicherten Aussage nicht zuverlässig sind.

Bei der Anwendung der Methode nach Newmark, die für Ereignis 3 zur Abschätzung der unteren Grenze der Ausfallwahrscheinlichkeit des Hilfskühlsystems verwendet wurde, ist bei genügend sicherer Bestimmung der statistischen Parameter aus den Versagenskriterien der betrachteten Bauteile oder Komponenten dagegen eine größere Zuverlässigkeit in den Wahrscheinlichkeitsangaben zu erwarten.

Es sollte daher grundsätzlich angegeben werden, welche der Bauteile oder Komponenten innerhalb eines "Ereignisses" gefährdet sind, da sonst eine gezielte Unterscheidung in der Bewertung nicht möglich ist. Die Art der Gefährdung müßte angegeben werden, sodaß sie beispielsweise nach folgenden Unterscheidungsmerkmalen gegliedert werden könnte:

- a) Festigkeit (Bruch, Verformung)
- b) Funktionsfähigkeit (Steuerung, Kinematik)
- c) Technologie (Leck, Überhitzung, Freßerscheinungen, Verstopfung)

Im Sinne einer weniger pauschalen Angabe wäre somit eine Schwachstellenanalyse der einzelnen Komponenten wünschenswert im Hinblick auf die jeweils dominierende Ausfallmöglichkeit der Komponenten und Funktionsgruppen nach der oben angedeuteten Aufzählung.

Gezielte Aussagen über mögliche Schäden an Komponenten und Rohrleitungen sind nur möglich, wenn der Einfluss des Baugrundes auf die Übertragung der Erschütterungen auf das Gebäude und die ev. Rückkoppelung der maschinentechnischen Großkomponenten und Rohr-

leitungen untereinander und mit dem Gebäude im Hinblick auf eine Spannungsanalyse und den Schwingungen der Einbauten unter Berücksichtigung des Spiels in Auflagern geklärt ist.

Bei Maschinen, die im Verbund betrieben werden, genügen bekanntlich bereits geringe Relativverschiebungen, die meist nur ein Bruchteil ihrer Abmessungen betragen, um ein Versagen herbeizuführen (Lagerspiel, Rohranschlüsse, Fugen).

Als Alternative zu dem vorgestellten Rechenmodell könnte man sich vorstellen, daß über die Ermittlung der Beanspruchung infolge der Erdbebenbeanspruchung einzelner Komponenten mit erprobten Verfahren in Verbindung mit den Möglichkeiten der Betriebsfestigkeit Aussagen über die Zuverlässigkeit bzw. Versagenswahrscheinlichkeit mit größerer Sicherheit erreicht werden können.

Man kann feststellen, daß auf der Grundlage der Betriebsfestigkeitsforschung zuverlässigen Aussagen über Schädigungen infolge von Schwingbeanspruchung, wie sie von einem Erdbeben hervorgerufen wird, unter gewissen Voraussetzungen möglich sind.

Die Funktionssicherheit einzelner Komponenten und Bauteile könnte nach ähnlichen Gesichtspunkten überprüft werden, wie sie z.B. in der VDI-Richtlinie 2056 angewendet werden.

Um eine zumindestens näherungsweise Beurteilung der angenommenen α -Werte durchführen zu können, scheint es daher sinnvoll, im Hinblick auf die Art der erdbebenbedingten Schwingungen die VDI-Richtlinie 2056 heranzuziehen.

Die Beurteilungsmaßstäbe beziehen sich zwar auf Maschinen im Dauerbetrieb, stellen aber z.Zt. die einzige brauchbare Quelle dar, um ohne detaillierte Kenntnisse des Aufbaus und der Funktionsabläufe in den einzelnen Komponenten Aussagen über deren Betriebsverhalten bei Erdbebeneinwirkung machen zu können.

Im folgenden wird anhand geschätzter Schwingfrequenzen und der angenommenen α -Werte ermittelt, welche Schwinggeschwindigkeiten an einzelnen Bauteilen und Komponenten während der untersuchten Ereignisse nach einem SSE zu erwarten sind und wie diese nach der VDI-Richtlinie unter den genannten Vorbehalten zu beurteilen wären.

Zur kritischen Beurteilung der errechneten Versagenswahrscheinlichkeiten kann nur von realen Systemen ausgegangen werden.

Die angenommenen α -Werte für 50 und 90% Versagenswahrscheinlichkeit von $\alpha_1 = 5$ und $\alpha_2 = 7$ ergeben für ein SSE mit einer Magnitude von 0,15 g bei einer angenommenen Verstärkungswirkung von 1,33 infolge der Gebäudeschwingung Beschleunigungen von ca. 0,2 bis 1,0 g am Aufstellungsort der Steuer- und Abschaltssysteme.

Unterstellt man, daß Frequenzen im Bereich von 3 bis 10 Hz auftreten, so können sich kurzzeitig Schwingungen mit Amplituden von 27,61 und 38,65 mm bei 3 Hz und 2,48 und 3,48 mm bei 10 Hz ergeben.

Da in den Steuer- und Abschaltssystemen bewegte Teile mit entsprechenden Lagerungen und über längere Entfernungen geführte Rohrleitungen integriert sind, sind die unter Heranziehung der Schwinggeschwindigkeiten von mindestens 520,4 bis 155,82 mm/s bei $\alpha_1 = 5$, als Beurteilungskriterium ohne genaue Kenntnis der mechanischen Funktion angenommenen α -Werte als zu hoch anzusehen.

Da die hier betrachteten Komponenten im angenommenen Frequenzbereich vermutlich Resonanzstellen aufweisen und die Erdbebenbeanspruchungen sich über einen Zeitraum von 10 bis 30 s erstrecken können, werden die angenommenen α -Werte um den Faktor 2 reduziert. Damit ergeben sich die in Tabelle 2 zusammengestellten Ausfallwahrscheinlichkeiten, die um drei bis vier Größenordnungen höher sind als bei den ursprünglich angesetzten α -Werten der AIPA-Studie.

Bei der Beurteilung der Verfügbarkeit des Hilfskühlsystems ist zu berücksichtigen, daß in diesem System rotierende Teile integriert sind und Rohrleitungen aus dem Hilfskühlsystem herausgeführt und mit anderen Aggregaten im Reaktorgebäude verbunden sind.

Mit den geschätzten α -Werten von $\alpha_1 = 1,54$ und $\alpha_2 = 1,71$ ergeben sich für den angenommenen Frequenzbereich von 3 bis 10 Hz Schwinggeschwindigkeiten von 104,1 und 31,23 mm/s bei $\alpha_1 = 1,54$. Im Hinblick auf Erfahrungswerte scheinen diese Werte ebenfalls noch zu hoch zu sein.

Ereignis	LOSP + TT	α					
		1,0÷1,2	1,2÷1,4	1,4÷1,6	1,6÷1,8	1,8÷2,0	
2	$P_2=1 \cdot 10^{-8}$	$P_f(\alpha)$	$8 \cdot 10^{-4}$	$6 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^{-2}$	$1,55 \cdot 10^{-1}$
		$P_1=P_2+P_f(\alpha)$	$\sim 8 \cdot 10^{-4}$	$\sim 6 \cdot 10^{-3}$	$\sim 2,5 \cdot 10^{-2}$	$\sim 7 \cdot 10^{-2}$	$1,55 \cdot 10^{-1}$
		P_{fu}	$2,9 \cdot 10^{-1}$	0,9279	0,943	~ 1	~ 1
3	$Q=2,9 \cdot 10^{-3}$	P_{fI}	$0,11 \cdot 10^{-5}$	$0,373 \cdot 10^{-4}$	$0,986 \cdot 10^{-4}$	$0,221 \cdot 10^{-3}$	$0,435 \cdot 10^{-3}$
		$Q_E(\alpha)$	$1,78 \cdot 10^{-3}$	$5,88 \cdot 10^{-3}$	$9,93 \cdot 10^{-3}$	$1,48 \cdot 10^{-2}$	$2,08 \cdot 10^{-2}$
		$Q_6=F(Q,Q_E)$	$1,97 \cdot 10^{-3}$	$6,096 \cdot 10^{-3}$	$1,013 \cdot 10^{-2}$	$1,497 \cdot 10^{-2}$	$2,101 \cdot 10^{-2}$

Tabelle 2: Ausfallwahrscheinlichkeiten aus Verlust der Fremdenergie und Turbinenschnellschluß mit erdbebenverursachten Ausfallwahrscheinlichkeiten mit geänderten α -Werten.

Die im Hilfskühlsystem integrierten rotierenden Maschinenteile können entsprechend der VDI-Richtlinie in den Bereich der Gruppen M oder T eingeordnet werden.

Da die auftretenden Belastungen infolge des Erdbebens zeitlich begrenzt sind, werden die α -Werte zur Bestimmung der oberen Ausfallwahrscheinlichkeit P_{fu} um den Faktor 1.33 reduziert.

Die untere Ausfallwahrscheinlichkeit P_{fL} wird übernommen.

Die sich ergebenden Ausfallwahrscheinlichkeiten sind in Tabelle 2 enthalten.

Die Zunahme der oberen Ausfallwahrscheinlichkeit beträgt ebenfalls drei bis vier Größenordnungen während sich bei der Gesamtausfallwahrscheinlichkeit Q_6 keine größeren Änderungen ergeben.

Die Beurteilung der Bruchsicherheit des Reaktorgebäudes und Liners setzt die Kenntnis der Spannungsverteilung infolge Erdbebeneinwirkung voraus und würde den Rahmen dieser Arbeit übersteigen.

Die entsprechend Ereignis 3 angenommenen α -Werte von $\alpha_1 = 1,54$ und $\alpha_2 = 1,71$ ergeben dieselben Schwinggeschwindigkeiten wie bei der Untersuchung des Verhaltens des Hilfskühlsystems.

Bei der Beurteilung der Sicherheit des Filtersystems sind Maschinen mit rotierenden Teilen und Rohrleitungssystemen, die mit den eigentlichen Filtern verbunden sind, zu betrachten. Dies bedeutet, daß hier ähnliche Gesichtspunkte, wie beim Hilfskühlsystem für die Versagenswahrscheinlichkeit, heranzuziehen sind.

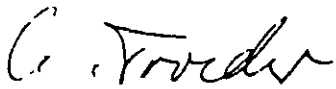
Bei Untersuchungen über Zuverlässigkeit oder Ausfallwahrscheinlichkeit ist abschließend festzustellen, daß die Auswahl des Verteilungsmodells die eigentliche Schwierigkeit ist. Wenn nicht genügend Versuchsdaten vorliegen, ist es schwierig festzustellen, welche Verteilung das geeignete Modell ist, wie z.B. Weibull-, Normallogarithmische- oder Gamma-Verteilung.

Diese Verteilungsmodelle passen meistens gut im mittleren Bereich der Zufallsvariablen weichen jedoch in den Randbereichen stark ab, die für Zuverlässigkeitsaussagen jedoch äußerst wichtig sind.

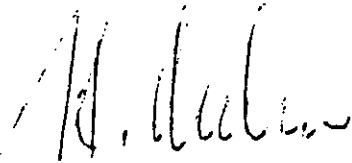
Da im vorliegenden Fall von sehr wenig praktischen Versuchs- oder Erfahrungsmaterial ausgegangen wird, ist es daher angebracht, geeignete Versuche durchzuführen, die zunächst das Verteilungsmodell genauer begründen.

Die logarithmische Normalverteilung ist zwar bei Lebensdaueruntersuchungen bei schwingender Belastung bereits mehrfach bestätigt worden, aber es ist nicht klar, ob diese Verteilung auch auf andere Versagensmechanismen als Folge einer Erdbebenbelastung angewendet werden kann.

Institut für Maschinenelemente
und Maschinengestaltung



(Dr.-Ing. Ch. Troeder)



(Prof. Dr.-Ing. H. P e e k e n)

10. NOTIZ ÜBER GESPRÄCH ZUM KOMPONENTENVERHALTEN BEI
ERDBEBEN MIT

Besprechungsnotiz

Am 22. 4. 77 fand zwischen Herrn Dr. Altes (IfNS-KFA-Jülich) und Herrn Jonczyk (GRS-Köln) eine Diskussion über die Bewertung des Komponentenverhaltens auf der Grundlage der AIPA-Studie statt. Eine Kurzfassung der dabei erzielten Schlußfolgerungen wird hier wiedergegeben:

Bei der integralen seismischen Sicherheitsanalyse sind sowohl die Festsetzung des Niveaus der Eintrittswahrscheinlichkeit für das Sicherheitserdbeben als auch die Wahl der Modellmerkmale (Parameter) von entscheidender Bedeutung.

Unserer (beider Gesprächspartner) Ansicht nach, muß unterschieden werden zwischen

- der als notwendig erachteten Überprüfung der Richtigkeit der bisher allgemein getroffenen Modellannahmen, dem zusätzlichen Gefahrenpotential bei nicht richtiger Einschätzung der Modellparameter oder bei nicht sachgerechter Anwendung von Rechenmethoden und
- dem Gefahrenpotential des Erdbebens als möglichen Common-Mode-Failure-Ereignis.

Unter Voraussetzung, daß die Modellannahmen und die Auslegung richtig vorgenommen werden, sind wir der Ansicht, daß die Wahrscheinlichkeit für das gleichzeitige Versagen zweier Anlagenteile sich durch Multiplikation der Einzelversagenwahrscheinlichkeit ergibt.

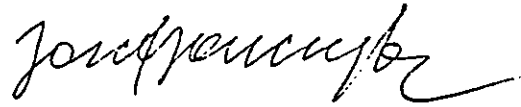
Sowohl die Startwerte - mit denen man rechnet - wie auch die Daten für das Risiko-Versagensmodell sind ungewiß. Es ist uns nicht möglich - mangels entsprechender Erfahrung -, diese wichtigen Parameter zur beurteilen.

Dagegen erscheint uns das globale(charakteristische) Verhalten des Risiko-Versagensmodell als plausibel.

Während der Besprechung wurden seitens der GRS einige Komponenten bei LW genannt, bei denen die Versagenwahrscheinlichkeit besonders kritisch untersucht werden muß.

Die Übertragbarkeit dieser Betrachtungsweise auf das HTR-Konzept ist aber jedoch nur begrenzt möglich.

Die Diskussion hat ergeben, daß die gefährdeten Systemstellen der HTR-Komponenten u.a. die Austrittstellen am SBB von Speisewasser-FD- und KZÜ-Leitungen sind; bei den Komponenten ist das Verhalten der Blockbrennelemente unter dem Gesichtspunkt der Versagenswahrscheinlichkeit besonders kritisch zu untersuchen.



(Jonczyk)

11. ABSCHÄTZUNG DER VERSAGENSWAHRSCHEINLICHKEIT
DES SPANNBETONBEHÄLTERS HTR 1160 IM
BETRIEBSZUSTAND

INSTITUT FÜR BAUINGENIEURWESEN III
TU MÜNCHEN

R. RACKWITZ

1. Allgemeines - Aufgabenstellung

Es war die Wahrscheinlichkeit P_f des Betonversagens des Spannbetondruckbehälters HTR 1160 im Betriebszustand zu ermitteln. Das Ingenieurbüro Zerna/Schnellenbach hat hierfür fünf ausgezeichnete, kritische Punkte (k) ermittelt und die Spannungskomponenten $\sigma_r^{(k)}$, $\sigma_z^{(k)}$, $\sigma^{(k)}$, $\tau_r^{(k)}$, $\tau_{rz}^{(k)}$, $\tau_z^{(k)}$ in Form von durch Ausgleichsbetrachtungen ermittelten Beziehungen

$$\sigma_i^{(k)} = a_o^{(k)} + \sum_{(j)} a_{ij}^{(k)} (x_j - b_{ij}^{(k)}) \quad (1)$$

angegeben, Hierin ist σ_i die i-te Spannungskomponente, x_j die j-te Lastvariable und a_o bzw. a_{ij} und b_{ij} Konstante. Lastvariable sind: Eigenlast, Vorspannung, Temperatur und Innendruck. Die Beziehungen wurden für die Zeitpunkte $T = 0$ und $T = \infty$ angegeben (vergl. Schreiben des Ingenieurbüros Zerna/Schnellenbach, Anlage 1).

2. Unsichere Variable

Als unsichere Variable wurde in Betracht gezogen:

- Temperatur (X_1)
- Innendruck (X_2)
- Prismenfestigkeit des Betons (X_3)

Um den Unsicherheiten der entsprechenden Modelle Rechnung zu tragen, wurden drei weitere Variable eingeführt:

- Modellunsicherheit für Temperaturannahme (X_4)
- Modellunsicherheit der berechneten Spannung (X_5)
- Unsicherheit des gewählten Festigkeitsmodells (X_6)

Aufgrund sorgfältigen Studiums der uns überlassenen Unterlagen haben wir die in Anlage 2 stehenden Parameterfestlegungen getroffen. Der Ausfall von Spanngliedern wurde durch Betrachtung bedingter Versagenszustände berücksichtigt. Nach Angaben des Ingenieurbüros Zerna/Schnellenbach (Anlage 3) beträgt die Wahrscheinlichkeit für mechanische Verletzung von Spanndrähten rund $q = 10^{-3}$ (bis 10^{-4}), wobei 150 Einzeldrähte zu einem Spannglied zusammengefaßt sind. Nimmt man ungünstigerweise an, daß eine Verletzung den vollständigen Ausfall des Drahtes zur Folge hat, so ist bei sinnvollerweise anzunehmender Unabhängigkeit von Verletzungen in einzelnen Drähten die Ausfallwahrscheinlichkeit eines Spanngliedes

$$q_{S,1} = q^n = (10^{-3})^{150} = 10^{-450} \approx 0 \quad (2)$$

Selbst bei Annahme vollständiger Abhängigkeit, d.h. einer globalen gleichzeitigen Verletzung aller Drähte ist $q_{S,2} = 10^{-3}$. Die Wahrscheinlichkeit des gleichzeitigen Ausfalls zweier Spannglieder ist $q'_S = q_S^2$. Alle im weiteren angegebenen Werte der Versagenswahrscheinlichkeit für den Ausfall von Spanngliedern sind daher mit q_S bzw. q'_S zu multiplizieren. Wegen der Kleinheit von q_S bzw. q'_S , welche unter Berücksichtigung aller relevanten Tatsachen wie Kontrolle der Vorspannung, erhöhte Sorgfalt beim Einbau etc. nahe dem in Gl. (2) angegebenen Wert liegen dürften, kann eine nennenswerte Beeinträchtigung der Sicherheit des Behälters infolge von Versagen der Spannglieder (natürlich unter Ausschluß externer Einflüsse) ausgeschlossen werden. Die nachfolgenden Ergebnistabellen enthalten jedoch der Vollständigkeit halber die P_f -Werte für den Ausfall von einem oder zwei Spanngliedern.

Sie mögen bei der Untersuchung extern verursachter Zerstörung von Spanngliedern von Interesse sein. Dann sind die Werte mit der Eintrittswahrscheinlichkeit des bedingenden Ereignisses zu multiplizieren.

Die Betonfestigkeit wurde für die Punkte 1 und 2 als einfache Variable mit den in Anlage 2 gegebenen Parametern angenommen. Bezüglich der Punkte 3, 4 und 5 wurde sie als skalares, isotropes, dreidimensionales Zufallsfeld angenommen. Wegen Zentralsymmetrie und unter der Annahme, daß lokales, sprödes Versagen mit dem Versagen des Behälters gleichgesetzt wird, reduziert sich die Dimension auf Eins. Die Verteilung der Betonfestigkeit entspricht damit der Verteilung der Minimalwerte des Feldes entlang des den Punkten 3, 4 und 5 entsprechenden Umfangs des Behälters. Diese wurde unter Verwendung der Untersuchungen von Vanmarcke (Journ. of Appl. Mech., 1975, pp. 1 bis 6) sowie statistischer Untersuchungen über die Autokorrelationsstruktur des Betons von Rackwitz (Dialog No. 3, Danish Engineering Academy, 1977) exakt berechnet und durch die Verteilung

$$f_{\min}(x;n) = 1 - [1 - F(x)]^n \quad (3)$$

approximiert ($F(x)$ nach Anlage 2, $n \approx 50$./ 150).

3. Festigkeitsmodell und Versagensfunktion

Wirklichkeitsnahe, numerisch handhabbare Modelle liegen unseres Wissens noch nicht vor. Wir haben daher drastische Vereinfachungen vorgenommen, die teilweise auf der sicheren Seite liegen. Außerdem haben wir - wie erwähnt - eine Modellunsicherheitsvariable hinzugefügt, die die durch die Vereinfachun-

eingebraachten Unsicherheiten kompensieren mag.
Nähere Erläuterungen finden sich in Anlage 4.

4. Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit

Die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit erfolgte mit Hilfe der sogenannten "Zuverlässigkeitstheorie 1. Ordnung" (siehe z.B. CEB-Bulletin Nr. 112, Paris, 1976 oder SFB 96, Ber. z. Sicherheitsth. der Bauwerke, Heft 14, 1976). Unter den hier gemachten Voraussetzungen ist die Methode nach unseren Erfahrungen sehr genau. Der Vollständigkeit halber wurden Versagenswahrscheinlichkeiten für folgende "Lastfälle" berechnet:

1. Temperatur allein,
2. Innendruck allein,
3. Temperatur und gleichzeitiger Innendruck.

Dabei ist Unabhängigkeit zwischen Druck und Temperatur unterstellt. Der Lastfall "Innendruck" kann als Schätzung der Versagenswahrscheinlichkeit bei der Druckprüfung genommen werden. Die Wahrscheinlichkeit, daß an irgendeinem der genannten Punkte Versagen auftritt, kann wie folgt eingegrenzt werden:

$$\max_{i=1}^k P_f^{(i)} \leq P_{f, \text{ Beton}} \leq \sum_{i=1}^k P_f^{(i)} \quad (4)$$

Die rechte Seite von (4) ist unter den hier vorliegenden Voraussetzungen ein konservative obere Grenze.

5. Ergebnisse

5.1 Ort 1 und 2 (Anlage 5 und 6)

Der lokale, spröde Bruch des Betons an diesen Orten erfolgt unter den gemachten Voraussetzungen mit Wahrscheinlichkeiten $\leq 10^{-30}$. Es ist von uns aus schwer zu beurteilen, inwieweit die Beziehungen (1) Spannungskonzentrationen bei Durchführungen* etc. einschließen. Entsprechende Absicherung der Zahlenwerte im Hinblick auf solche Sonderfälle kann jedoch später in Zusammenarbeit mit dem Ingenieurbüro Zerna/Schnellenbach erfolgen. Lokaler Bruch mag jedoch nicht notwendigerweise zum Deckelversagen führen, da Umlagerungen wegen des plastischen Verhaltens des Betons im mehrachsigen Druck-Bereich möglich sind. Es ist daher zu vermuten, daß die Wahrscheinlichkeiten für ein Versagen des gesamten Deckels wesentlich kleiner ausfallen.

5.2 Ort 3 (Anlage 7)

Ort 3 ist mit Versagenswahrscheinlichkeiten von $< 10^{-35}$ nicht kritisch.

5.3 Ort 4 und 5 (Anlage 8 und 9)

Die erhaltenen Werte erscheinen zunächst beunruhigend hoch. Nähere Überprüfung zeigt jedoch, daß in allen Fällen mit größerer Versagenswahrscheinlichkeit Zugbrüche auftreten. Also sind die Werte lediglich als die Wahrscheinlichkeit für den Übergang in Zustand II zu betrachten. Wenn man die gängigen Bemessungsrichtlinien heranzieht, die im wesentlichen eine sehr reichlich bemessene und das Gebiet gut durchsetzende "Zugkeildeckung" durch Bewehrung vorsehen,

* für Leitungen

erhält man ebenfalls sehr kleine P_f -Werte für das Versagen in diesen Punkten. Nähere Details der konstruktiven Ausbildung stehen uns jedoch nicht zur Verfügung. Anlage 10 enthält daher ein Verfahren zur Abschätzung der Versagenswahrscheinlichkeit des Bereiches in Zustand II. Selbst unter Zugrundelegung ungünstigster Voraussetzungen für die Ausdehnung des gerissenen Bereiches und der Anzahl der den Riß schneidenden Bewehrungsstäbe dürften die Wahrscheinlichkeiten, daß Risse auftreten und daß die auf ihn entfallende Bewehrung ins Fließen kommt, kleiner als 10^{-20} bis 10^{-25} sein. Wir weisen jedoch daraufhin, daß durch Umlagerungen lokale Überbeanspruchungen vom Behälter mühelos mit einer Wahrscheinlichkeit von nahe 1 aufgenommen werden. Schärfere Abschätzungen der Versagenswahrscheinlichkeit erfordern jedoch zusätzliche umfangreiche Untersuchungen - vor allem eine Verschärfung des mechanischen Modells.

6. Schlußfolgerungen

Das Versagen von Spannbetondruckbehältern infolge von lokalem (Druck) Bruch des Betons an kritischen Orten oder von lokalem Fließen der Bewehrung in gerissenen Bereichen im Betriebszustand ist mit Wahrscheinlichkeiten von in der Regel wesentlich weniger als 10^{-20} (Behälter und Betriebsdauer) verbunden. Es muß jedoch damit gerechnet werden, daß die Zugfestigkeit des Betons im Bereich der mittleren Außenwand (Punkt 4) sowie an der Innenkante des Deckels (Punkt 5) mit Wahrscheinlichkeit $\leq 0,1$ überschritten wird. Solche Bereiche sind nach Zustand II zu bemessen. Lokales Fließen der Bewehrung kann jedoch hingenommen werden, solange dadurch

verursachte Trennrisse (Undichtigkeiten) oder andere wesentliche Schädigungen der betroffenen Liner und gegebenenfalls Durchführungen oder anderer Bauteile mit hoher Wahrscheinlichkeit ausgeschlossen bleiben. Für entsprechende Untersuchungen ist die oben angegebene Versagenswahrscheinlichkeit als die Wahrscheinlichkeit des bedingenden Ereignisses aufzufassen.

München, Juli 1977

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. W. Zerna – Dr.-Ing. G. Schnellenbach

Beratende Ingenieure · Prüfsingenieure für Baustatik

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. W. Zerna – Dr.-Ing. G. Schnellenbach
463 Bochum · Viktoriastr. 45

463 Bochum 2

Viktoriastraße 45

Fernruf (02 34) 140 68/69

Lehrstuhl für Massivbau der
Technischen Universität München
z. H. Herrn Dr.-Ing. R. Rackwitz
Postfach 202 420

8000 München 2

Lehrstuhl u. Institut f. Massivbau BHM	
Begr.	11. Mai 1977
Abl.	am bis
Zur Kenntn.	ausg. an

10.5.77 Schi/Sch
KERN-G 86

Betr.: Sicherheitsstudie HTR
Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit des SBB

Sehr geehrter Herr Dr. Rackwitz,

wie vereinbart geben wir Ihnen hiermit für einige charakteristische Punkte am HTR-Spannbetonbehälter die Spannungszustände in Abhängigkeit von maßgebenden Einflußgrößen an. Diese Beziehungen sind aus allgemeinen dreidimensionalen Berechnungen durch Vereinfachungen gewonnen. Und zwar werden für die auf der beiliegenden Skizze eingezeichneten Orte in den Wandungen des HTR-Behälters die Spannungszustände unter Eigenlast (EL), Vorspannung (V), Temperatur (T) und Innendruck (p) angeschrieben, wobei die Änderung der Spannungen bei Änderung einzelner dieser Lastparameter demonstriert wird. Die gewählten Orte

- Deckelmitte innen (1),
- Deckelmitte außen (2),
- Zylindermitte innen (3),
- Zylindermitte außen (4),
- innerer Eckbereich (5)

sind für Aussagen über das Behälter-Tragverhalten wesentliche Bereiche.

Die Angaben erfolgen jeweils für die Zeitpunkte zu Beginn des Behälterbetriebes (Index 0) und nach langjährigem Betrieb mit überschläglicher Berücksichtigung der Einflüsse des Betonkriechens und der

Spannstahlrelaxation (Index ∞).

Als ungünstigste Veränderungen der Vorspannung werden der Ausfall des obersten der 24 Ringspannbündel, der Ausfall eines Ringspannbündels in Behältermitte und der Ausfall eines der 408 Vertikalspannglieder in innerer bzw. in äußerer Position unterstellt.

Alle Zahlenangaben für Spannungen erfolgen in $[N/mm^2]$ mit positivem Vorzeichen für Zugspannungen. Die gewählten Orte liegen nicht genau auf den Rändern, sondern sind die Schwerpunkte von an die Ränder grenzenden Elementen einer numerischen Berechnung. Bei bestimmungsgemäßem Betrieb betragen der Innendruck $p = 5,35 N/mm^2$, die Innentemperatur $T_i = 68^\circ C$.

Die aus den Funktionen errechneten Spannungszustände können in geeigneter Weise superponiert werden.

Zustand EL + Vo, T_i veränderlich:

Ort 1:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_p = -7,6 - 0,14 (T_i - 29,5) \\ \sigma_z &\approx 0 \\ \tau_{rp} &= 0 \\ \tau_{rz} &= \tau_{pz} = 0\end{aligned}$$

Ort 2:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_p = -6,9 + 0,08 (T_i - 29,5) \\ \sigma_z &\approx 0 \\ \tau_{rp} &= 0 \\ \tau_{rz} &= \tau_{pz} = 0\end{aligned}$$

Ort 3:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= -1,2 - 0,01 (T_i - 29,5) \\ \sigma_p &= -13,7 - 0,15 (T_i - 29,5) \\ \sigma_z &= -4,9 - 0,11 (T_i - 29,5) \\ \tau_{rp} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &\approx 0 \\ \tau_{pz} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 4:

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_r &= - 5,6 + 0,005 (T_i - 29,5) \\ \bar{\sigma}_\varphi &= - 10,7 + 0,25 (T_i - 29,5) \\ \bar{\sigma}_z &= - 7,4 + 0,26 (T_i - 29,5) \\ \tau_{r\varphi} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &\approx 0 \\ \tau_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 5:

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_r &= - 9,4 - 0,04 (T_i - 29,5) \\ \bar{\sigma}_\varphi &= - 11,9 - 0,13 (T_i - 29,5) \\ \bar{\sigma}_z &= - 13,8 - 0,05 (T_i - 29,5) \\ \tau_{r\varphi} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &= 7,85 + 0,03 (T_i - 29,5) \\ \tau_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Zustand EL + V_O , p veränderlich:

Ort 1:

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_r &= \bar{\sigma}_\varphi = - 7,6 + 0,09 p \\ \bar{\sigma}_z &\approx -p \\ \tau_{r\varphi} &= 0 \\ \tau_{rz} &= \tau_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 2:

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_r &= \bar{\sigma}_\varphi = - 6,9 + 1,16 p \\ \bar{\sigma}_z &\approx 0 \\ \tau_{r\varphi} &= 0 \\ \tau_{rz} &= \tau_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 3:

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_r &= - 1,2 - 0,79 p \\ \bar{\sigma}_\varphi &= -13,7 + 1,54 p \\ \bar{\sigma}_z &= - 4,9 + 0,15 p \\ \tau_{r\varphi} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &\approx 0 \\ \tau_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 4:

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_r &= - 5,6 \\ \bar{\sigma}_\varphi &= -10,7 + 0,93 p \\ \bar{\sigma}_z &= - 7,4 + 0,60 p \\ \tau_{r\varphi} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &\approx 0 \\ \tau_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 5:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= -9,4 + 0,97 p \\ \sigma_\varphi &= -11,9 + 1,05 p \\ \sigma_z &= -13,8 + 2,39 p \\ \tau_{r\varphi} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &= 7,85 - 1,73 p \\ \tau_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Zustand EL + V ∞ + T ∞ , T_i veränderlich:

Ort 1:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_\varphi = -9,1 - 0,14 (T_i - 68) \\ \sigma_z &\approx 0 \\ \tau_{r\varphi} &= 0 \\ \tau_{rz} &= \tau_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 2:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_\varphi = -4,3 + 0,08 (T_i - 68) \\ \sigma_z &\approx 0 \\ \tau_{r\varphi} &= 0 \\ \tau_{rz} &= \tau_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 3:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= -1,3 - 0,01 (T_i - 68) \\ \sigma_\varphi &= -14,6 - 0,15 (T_i - 68) \\ \sigma_z &= -6,4 - 0,11 (T_i - 68) \\ \tau_{r\varphi} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &\approx 0 \\ \tau_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 4:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= -4,6 + 0,01 (T_i - 68) \\ \sigma_\varphi &= -4,2 + 0,25 (T_i - 68) \\ \sigma_z &= -1,3 + 0,26 (T_i - 68) \\ \tau_{r\varphi} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &\approx 0 \\ \tau_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 5:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= - 8,8 - 0,04 (T_1 - 68) \\ \sigma_\varphi &= - 12,6 - 0,13 (T_1 - 68) \\ \sigma_z &= - 12,7 - 0,05 (T_1 - 68) \\ \tau_{r\varphi} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &= 7,3 + 0,03 (T_1 - 68) \\ \tau_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Zustand EL + V ∞ + T ∞ , p veränderlich:

Ort 1:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_\varphi = - 9,1 + 0,09 p \\ \sigma_z &\approx - p \\ \tau_{r\varphi} &= 0 \\ \tau_{rz} &= \tau_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 2:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_\varphi = - 4,3 + 1,16 p \\ \sigma_z &\approx 0 \\ \tau_{r\varphi} &= 0 \\ \tau_{rz} &= \tau_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 3:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= - 1,3 - 0,79 p \\ \sigma_\varphi &= - 14,6 + 1,54 p \\ \sigma_z &= - 6,4 + 0,15 p \\ \tau_{r\varphi} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &\approx 0 \\ \tau_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 4:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= - 4,6 - 0,03 p \\ \sigma_\varphi &= - 4,2 + 0,93 p \\ \sigma_z &= - 1,3 + 0,60 p \\ \tau_{r\varphi} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &\approx 0 \\ \tau_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 5:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= - 8,8 + 0,97 p \\ \sigma_\varphi &= - 12,6 + 1,05 p \\ \sigma_z &= - 12,7 + 2,39 p \\ \tau_{r\varphi} &\approx 0 \\ \tau_{rz} &= 7,3 - 1,73 p \\ \tau_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ausfall des obersten Ringspannbündels:

Hiervon werden im wesentlichen nur die Spannungen $\sigma_r = \sigma_p$ in den Punkten 1 und 2 betroffen. Bezeichnet man die Spannungen von Ausfall des Spanngliedes mit dem Index 0, so ergibt sich etwa:

$$\text{Ort 1:} \quad \sigma_r = \sigma_p = \sigma_{r0} - 1,5 = \sigma_{p0} - 1,5$$

$$\text{Ort 2:} \quad \sigma_r = \sigma_p = \sigma_{r0} + 4,0 = \sigma_{p0} + 4,0$$

Ausfall eines Ringspannbündels in Behältermitte:

Der Ausfall eines Wickelspannbündels in der Mitte des Behälters beeinflusst im wesentlichen nur die Spannungen σ_p in den Punkten 3 und 4 sowie σ_r in Punkt 4.

Hier gilt ungefähr:

$$\text{Ort 3:} \quad \sigma_p = \sigma_{p0} + 2,5$$

$$\begin{aligned} \text{Ort 4:} \quad \sigma_r &\approx 0 \\ \sigma_p &= \sigma_{p0} + 1,5 \end{aligned}$$

Ausfall eines Vertikalspanngliedes in innerer Position:

Dieses Ereignis wirkt sich im wesentlichen nur auf die Vertikalspannungen σ_z in den Punkten 3, 4 und 5 aus. Bei Ausfall eines inneren Vertikalspanngliedes im gleichen Längsschnitt wie die betrachteten Orte ergibt sich überschläglich:

$$\text{Ort 3:} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,006$$

$$\text{Ort 4:} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,016$$

$$\text{Ort 5:} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,006$$

Ausfall eines Vertikalspanngliedes in äußerer Position:

Es ergibt sich entsprechend:

$$\text{Ort 3:} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,013$$

$$\text{Ort 4:} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,035$$

$$\text{Ort 5:} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,013$$

Als Fehlergrenzen infolge Modell- und Berechnungsungenauigkeiten können für Lastspannungszustände (EL, V, p) zu Beginn des Betriebes ca. $\pm 5\%$ angesetzt werden, für Eigenspannungszustände (T) und Zustände nach langjährigem Betrieb ca. $\pm 15\%$. Diese Schwankungsbreiten gelten naturgemäß nicht für solche Komponenten eines Spannungszustandes, welche sich direkt aus Randbedingungen ergeben. Zudem sind die genannten Fehlergrenzen als konservative Werte anzusehen.

Wir hoffen, daß diese Angaben als von unserer Seite für Ihre Untersuchungen beizutragende Grundlagen ausreichen, stehen Ihnen für weitere Auskünfte jedoch gern zur Verfügung.

Anlage

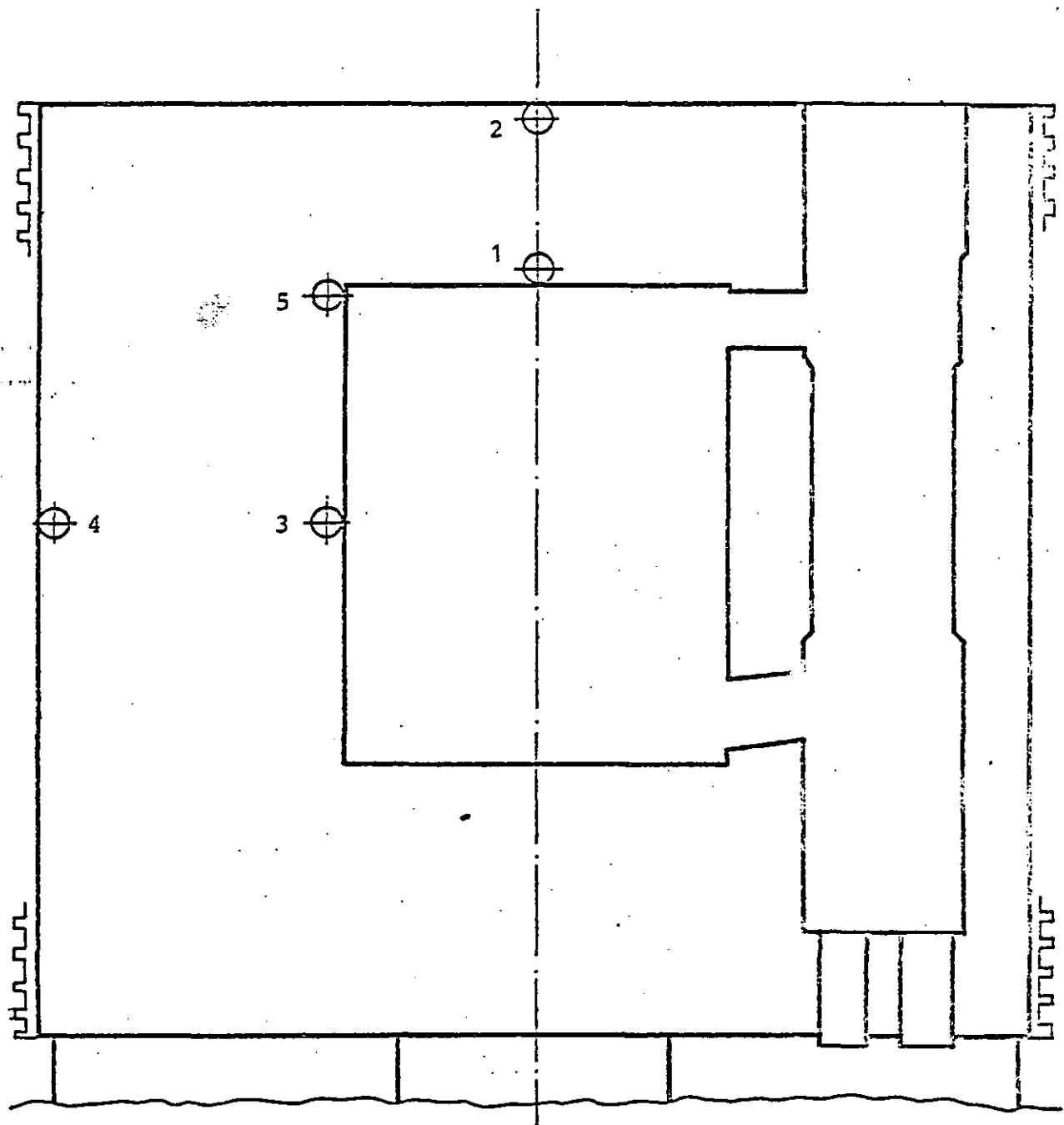
1 Skizze

Mit freundlichen Grüßen

D/ISF-KFA

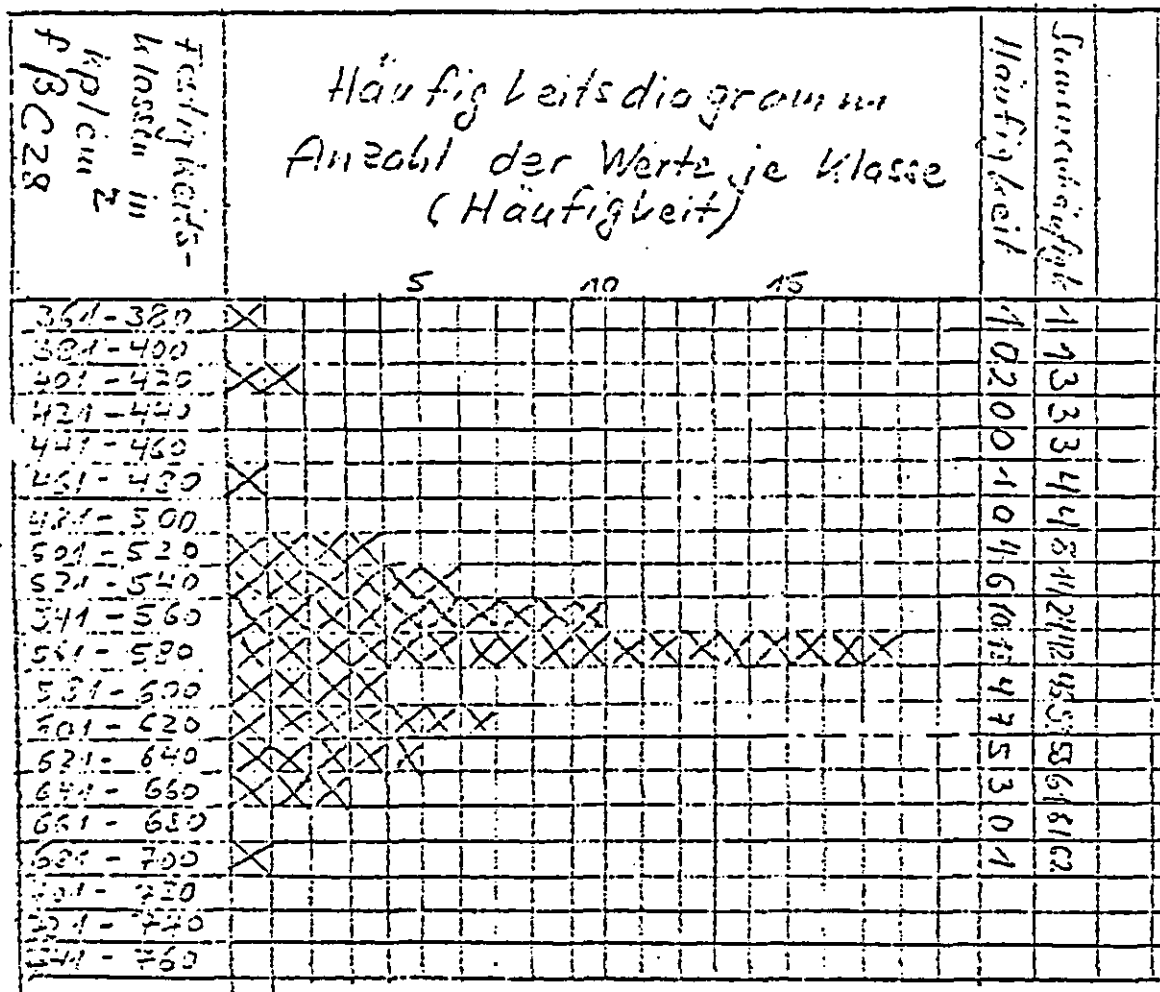


Variable	Bezeichnung	Zeichen	Dimension	Mittelwert	Standard- abweichung	Variations- koeffizient	Verteilungs- typ
x_1	Temperatur	T_1	$^{\circ}\text{C}$	68	3,4	0,05	N
x_2	Innendruck	p	N/mm^2	5,35	0,267	0,05	N
x_3	Prismenfestigkeit u.B. der Dauer- standfestigkeit	β_p	N/mm^2	47,5	5,1	0,05	LN
x_4	für Temperatur	u_1	-	1	0,05	0,05	LN
x_5	für Lastmodell	u_2		1	0,03	0,03	LN
x_6	für Festig- keitsmodell	u_3		1	0,05	0,05	LN



HTR - Behälter

Orte für Spannungsbeurteilung



Es handelt sich um Einzelproben,
nicht um gemittelte Werte!

$$\beta C_{\text{ges}}^{28} = 420 \text{ kpl/cm}^2$$

$$\beta C_{\text{ges}} \geq 450 \text{ kpl/cm}^2$$

Auswertungen von THTR Betonprüfungen
(aus Fremdüberwachung)

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. W. Zerna — Dr.-Ing. G. Schnellenbach

Beratende Ingenieure · Prüflingenieur für Baustatik

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. W. Zerna — Dr.-Ing. G. Schnellenbach
Viktoriastr. 45 · 4630 Bochum

4630 Bochum 2

Viktoriastraße 45

Fernruf (02 34) 1 40 68/69

Telex 825 424 zsv

Lehrstuhl für Massivbau
der Techn. Universität München
z. H. Herrn Dr.-Ing. R. Rackwitz
Postfach 202420

8000 München 2

Lehrstuhl u. Institut f. Massivbau TUM		Datum	17.5.1977 Schn/G1
Begr.	20. Mai 1977	Rückgabe	Az. KERN-G 86
Abl.		am	
Zur Kenntnis Dis. G1		bis	

Betr.: Sicherheitsstudie HTR

Sehr geehrter Herr Dr. Rackwitz,

wir haben uns inzwischen intensiv bemüht, näheres über die Fehlerhäufigkeit bei Spannstahl und Beton des THTR-Spannbetonbehälters zu erfahren bzw. aus den uns zugänglichen Unterlagen auszuwerten. Das Ergebnis teilen wir Ihnen wie folgt mit:

1. Spannstahl

Der Spannstahl für Reaktordruckbehälter wird vollständig zerstörungsfrei geprüft, so daß Spannstahlfehler aus der Fertigung ausgeschlossen sind. Bei der Bearbeitung des Spannstahles sind jedoch mechanische Verletzungen nicht auszuschließen, die zu einer Herabsetzung führen könnten. Die Wahrscheinlichkeit einer solchen Beeinträchtigung dürfte nach Angaben des Spannstahlherstellers in der Größenordnung 10^{-3} bis 10^{-4} liegen. In einem Spannglied eines solchen Behälters sind mehr als 150 einzelne Drähte enthalten. Der Ausfall eines Drahtes in einem solchen Spannglied hat weder einen merklichen Einfluß auf die Spannungen in den übrigen Drähten noch auf den Spannungszustand und die Sicherheit des Behälters. Aus diesem Grunde hatten wir Ihnen bereits

die Folgen eines sehr ungünstigen Falles angegeben, und zwar daß ein ganzes Spannglied ausfallen würde.

2. Beton

Aus den Untersuchungen des Betons des THTR-Behälters haben wir die aus der Anlage ersichtliche Häufigkeitsverteilung ermittelt. Die in der Berechnung vorausgesetzte Festigkeit, die auf die Zylinderfestigkeit bezogen war, betrug

$$R_{C90S} = 46 \text{ N/mm}^2 \text{ bzw. } R_{C28S} = 42 \text{ N/mm}^2.$$

Wir hoffen, daß Ihnen damit alle Unterlagen für Ihre Untersuchungen vorliegen und verbleiben

mit freundlichen Grüßen

Anlage



D./Herrn Dr. Altes,
KFA Jülich

Festigkeitsmodell

Die Beanspruchbarkeit des Betons im dreiachsigen Hauptspannungszustand läßt sich durch eine zur Äquisektrix dreifach symmetrische Raumfläche beschreiben. Bisher ist allerdings über die genaue Gestalt dieser Fläche sehr wenig bekannt. Ausreichend bekannt sind nur die einachsige Druckfestigkeit β_p , die zweiachsige Druckfestigkeit $\beta_{pp} \approx 1,2 \cdot \beta_p$ und die einachsige Zugfestigkeit $\beta_z \approx 0,1 \beta_p$.

Darauf basierend wurde für die Spannungsbirne eine sechskantige Pyramide gewählt, deren sechs Ebenen durch die oben genannten Punkte festgelegt werden können. Der gemeinsame Schnittpunkt aller sechs Ebenen liegt auf der Äquisektrix und ergibt sich mit den obigen Werten zu $(6/55, 6/55, 6/55)$ im Koordinatensystem der auf β_p bezogenen Hauptspannungen. Das Modell ist in Bild 1 und 2 dargestellt. Eine übersichtliche Darstellung über den Stand der Wissenschaft auf diesem Gebiet findet man in Heft 260 DAfStb (Eibl/Ivanyi).

Das Modell gibt die wahrscheinlichen Verhältnisse im Bereich Druck-Druck-Druck bzw. Druck-Druck-Zug bis herab zu Werten von etwa - 1,5 für die bezogene Hauptspannung befriedigend wieder.

Im Bereich größerer Druckspannungen ist das Modell offen, das heißt $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ können beliebig klein werden. Dies stimmt jedoch nicht mit der Versuchserfahrung überein, daß nach der Belastung über gewisse Grenzen hinaus keine Entlastung mehr ohne Gefügezerstörung möglich ist.

Im Bereich der Zugspannungen gibt das Modell zu große aufnehmbare Spannungen an; insbesondere ist $\beta_{zzz} > \beta_z$.

Im Rahmen der Sicherheitsstudie ist mit streuenden Größen zu rechnen. Da die Pyramide eine Funktion von β_p ist, streuen also auch ihre Begrenzungsflächen. Obwohl bekanntlich die Streuungen in verschiedenen Spannungsbereichen, vor allem bei Druck bzw. Zug, unterschiedlich sind, wird in dieser Studie zur Vereinfachung mit gleichbleibender Streuung gerechnet.

Versagensfunktion

Die Versagensfunktion wird durch die Pyramide dargestellt. Der Punkt $(\sigma_1/\beta_p, \sigma_2/\beta_p, \sigma_3/\beta_p)$ muß dann innerhalb der Pyramide liegen, wenn er im sicheren Bereich liegen soll. Zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit werden alle sechs Ebenen der Pyramide als selbständige Funktionen behandelt, die jeweils dazugehörigen Lösungen berechnet und - sofern der "Kopplungspunkt" auf der Pyramide liegt - die Einzelversagenswahrscheinlichkeiten aufsummiert.

Ergebnisse mit Kopplungspunkten im Zugbereich (Z-Z-Z) bzw. (Z-Z-D) wurden gestrichen, da einmal die Pyramide hier ungenau ist und zum anderen das Verhalten der betrachteten Elemente unter Zugspannung nicht isoliert von der Bewehrung betrachtet werden kann. (Diese letztere Einschränkung dürfte, wenn auch nicht in gleich starkem Maße, auch für Druckbereich (D-D-D) bzw. D-D-Z) gelten.)

O r t 1 Druck p = 0			Betriebs- zustände	Ausfall von Spannbündeln			
L e s t s t e l	T = 0	Temperatur		1 · RSB _O	2 · RSB _O	/	/
		Innendruck	4' - 30	1' - 26	2' - 23		
		Temperatur + Innendruck	6' - 61	8' - 51	6' - 43		
	T = ∞	Temperatur	0	/	/		
		Innendruck	3' - 44	1' - 38	1' - 33		
		Temperatur + Innendruck	8' - 51	6' - 43	1' - 36		
			1' - 68	/	/		

RSB: Ringspannbündel

VSB: Vertikalspannbündel

Index o: oben
 m: mitte
 i: innen
 a: außen

O r t 2 Druck p = 0		Betriebs- zustände	Ausfall von Spannbündeln			
			1 : RSB ₀			
T = 0	Temperatur	6' - 89	0 ^{*)}			
	Innendruck	9' - 67	3' - 131			
	Temperatur + Innendruck	7' - 4 ^{**)}	/			
T = ∞	Temperatur	1' - 73	8' - 118 ^{*)}			
	Innendruck	4' - 84	0			
	Temperatur + Innendruck	7' - 10 ^{**)}	/			

RSB: Ringspannbündel

VSB: Vertikalspannbündel

Index 0: oben
m: mitte
i: innen
a: außen

^{*)} Teilergebnisse gestrichen da alle drei
Hauptspannungen im Zugbereich

^{**)} Hauptspannungen = 0

O r t 3 Druck p > \bar{p}		Betriebs- zustände	Ausfall von Spannbündeln			
			1 · RSB _m	2 · RSB _m	1 · VSB _i	2 · VSB _i
T = 0	Temperatur	4' - 117	3' - 137	1' - 141	4' - 117	4' - 117
	Innendruck	1' - 67	2' - 34	3' - 13	3' - 67	5' - 67
	Temperatur + Innendruck	6' - 89	/	/	/	/
T = ∞	Temperatur	5' - 70	1' - 72	3' - 72	6' - 70	8' - 70
	Innendruck	7' - 83	4' - 45	9' - 20	7' - 83	7' - 83
	Temperatur + Innendruck	2' - 36	/	/	/	/

RSB: Ringspannbündel

VSB: Vertikalspannbündel

Index o: oben

m: mitte

i: innen

a: außen

O r t 3 Druck $p > \bar{p}$		Betriebs- zustände	Ausfall von Spannbündeln			
			1 · VSB _a	2 · VSB _a	/	/
T = 0	Temperatur		4' - 117	5' - 117		
	Innendruck		3' - 67	2' - 67		
	Temperatur + Innendruck		/	/		
	Temperatur		8' - 70	1' - 69		
T = ∞	Innendruck		7' - 83	7' - 83		
	Temperatur + Innendruck		/	/		

RSB: Ringspannbündel
VSB: Vertikalspannbündel

Index o: oben
m: mitte
i: innen
a: außen

O r t 4 Druck $p > \bar{p}$		Betriebs- zustände	Ausfall von Spannbündeln				
			1 · RSB _m	2 · RSB _m	1 · VSB _i	2 · VSB _i	
T = 0	Temperatur	3' - 1	3' - 1	4' - 1	3' - 1	3' - 1	
	Innendruck	0	2' - 110	1' - 66	0	0	
	Temperatur + Innendruck	3' - 1	/	/	/	/	
	Temperatur	1' - 6	1' - 6	3' - 6	1' - 6	1' - 6	
	Innendruck	6' - 5	1' - 2	9' - 1	7' - 5	9' - 5	
T = ∞	Temperatur + Innendruck	1' - 1	/	/	/	/	

RSB: Ringspannbündel

VSB: Vertikalspannbündel

Index o: oben

m: mitte

i: innen

a: außen

O r t 4 Druck $p > \bar{p}$		Betriebs- zustände	Ausfall von Spannbündeln				
			1 · VSB _a	2 · VSB _a	/	/	
T = 0	Temperatur		3' - 1	4' - 1			
		Innendruck	0	0			
		Temperatur + Innendruck	-	-			
	Temperatur		2' - 6	2' - 6			
		Innendruck		9' - 5	1' - 4		
		Temperatur + Innendruck		/	/		
T = ∞							

RSB: Ringspannbündel

VSB: Vertikalspannbündel

Index o: oben

m: mitte

l: innen

a: außen

O r t 5 Druck $p > \bar{p}$		Betriebs- zustände	Ausfall von Spannbündeln			
			1 · VSB _i	2 · VSB _i	1 · VSB _a	2 · VSB _a
T = 0	Temperatur	0	0	0	0	0
	Innendruck	4' - 5	5' - 5	5' - 5	5' - 5	5' - 5
	Temperatur + Innendruck	4' - 10	/	/	/	/
T = ∞	Temperatur	1' - 103	1' - 103	1' - 103	1' - 103	1' - 103
	Innendruck	1' - 2	1' - 2	1' - 2	1' - 2	1' - 2
	Temperatur + Innendruck	1' - 2	/	/	/	/

RSB: Ringspannbündel

VSB: Vertikalspannbündel

Index o: oben
m: mitte
i: innen
a: außen

Abschätzung der Versagenswahrscheinlichkeit
in gerissenen Bereichen
(Versagen = Fließen der Bewehrung)

1. Voraussetzungen

Die Bewehrung schneidet entstehende Risse ungefähr rechtwinklig, n Bewehrungsstäbe schneiden den RiB im Bereich der größten RiBöffnung. Die Bewehrung hat eine Streckgrenze X_7 , die normalverteilt ist mit m_7 und σ_7 . Die Streckgrenzen verschiedener Bewehrungsstäbe sind voneinander unabhängig. Die Wahrscheinlichkeit, daß alle Bewehrungsstäbe im maßgebenden RiBbereich ins Fließen kommen, ergibt sich aus

$$P'_{f'} = (-\beta)$$

$$\text{mit } \beta = \frac{n \cdot m_7 - m_Z}{\sqrt{\frac{\sigma_7^2}{n} + \sigma_Z^2}}$$

m_Z = Mittelwert der Zugkraft

σ_Z = Standardabweichung der Zugkraft

Die Werte m_Z und σ_Z sind unter Zuhilfenahme der Gleichungen (1) und dem daraus berechneten Integral der Hauptzugspannungen quer zum RiB mit Hilfe des Fehlerfortpflanzungsgesetzes zu berechnen. Die Versagenswahrscheinlichkeit des Bereiches k ist dann das Produkt der Wahrscheinlichkeit nach Anlage 8 bzw. 9 für das Auf-

treten von Rissen und der Versagenswahrscheinlichkeit der Bewehrung. Für übliche rechnerische Sicherheitswerte in der Größenordnung von 1,75 ergibt sich aufgrund von Versuchsrechnungen $P_f^I \leq 10^{-20}$.

12. VERHALTEN VON MASSIGEN BETONSTRUKTUREN IM
HOCHTEMPERATURBEREICH

INSTITUT FÜR BAUSTOFFKUNDE UND STAHLBETONBAU DER
TU BRAUNSCHWEIG

K. KORDINA, U. SCHNEIDER

1. Einleitung

Im Rahmen einer amerikanischen Sicherheitsstudie (AIPA-Studie) sind umfangreiche Risikobetrachtungen an Hochtemperaturreaktoren durchgeführt worden mit dem Ziel, das Risiko derartiger Anlagen zu objektivieren. Dabei hat sich herausgestellt, daß das gleichzeitige Zusammentreffen mehrerer seltener Ereignisse u.a. zu einer unregelmäßigen Aufheizung des Reaktorcores führen kann, wobei je nach Störfallsituation Temperaturbeanspruchungen auftreten, die weit über die im normalen Reaktorbetrieb auftretenden Beanspruchungen hinausgehen. Zur Abschätzung des daraus resultierenden Risikos - z.B. infolge einer unplanmäßig auftretenden Leckage im Behältersystem - sind detaillierte Angaben über das Verhalten des HTR - Spannbetonbehälters unter extremen thermomechanischen Beanspruchungen erforderlich.

Die Temperaturen im Reaktorcore betragen 24 Stunden nach Eintritt der hypothetisch angenommenen Störfallsituation etwa 2000 bis 3000° C, so daß für die Betonstrukturen des Behälters partiell mit Beanspruchungen von rd. 1000° C zu rechnen ist. Es stellt sich somit die Frage, welche baustoffkundlichen bzw. materialbezogenen Konsequenzen für den HTR-Spannbetonbehälter daraus resultieren. Die Fragestellung umfaßt sowohl die generellen Aspekte der thermischen Stabilität der einzelnen Materialien bzw. deren Komponenten im Hochtemperaturbereich als auch ingenieurmäßige Betrachtungen über die zu erwartenden Änderungen in den mechanischen Eigenschaften von Stahl und Beton bzw. Stahl-/Spannbeton unter diesen Bedingungen.

Im Rahmen des vorliegenden Berichts sollen insbesondere folgende Punkte untersucht und - sofern es möglich ist - geklärt werden:

- a) Welche Angaben sind in der AIPA - Sicherheitsstudie über die thermische Stabilität der verwendeten Materialien - insbesondere von Beton - vorhanden und stimmen diese Angaben mit den in Deutschland vorliegenden Erfahrungen und Erkenntnissen überein ?

- b) Welche Aussagen werden über die Veränderungen der mechanischen Eigenschaften von Beton und Stahl unter hoher Temperatur gemacht und sind diese Angaben auf hiesige Materialien übertragbar ?
- c) Sind die angenommenen Versagensmechanismen für den HTR-Spannbetonbehälter realistisch oder sind andere Versagensformen im Hochtemperaturbereich denkbar ?

Grundlage der Berichterstattung sind von der KFA-Jülich in Auszügen zur Verfügung gestellte Berichte der AIPA-Studie. Im einzelnen lagen folgende Unterlagen vor:

- AIPA-Studie Band I; Band III, 4 - 20 bis 26; Band III, 4 - 144 bis 155; Band IV, A2 - 31, A2 - 33 bis 35; Band IV, 4 - 31 bis 39; Band VI, 4 - 45 bis 48; Band VIII, Comment 11
- General Atomic Standard Safety Analysis Report (GASSAR), Kap. 5.4
- General Atomic, Modelle 4 und 5
- Barsell et. al., S. 9 bis 19

2. Zur Frage der thermischen Stabilität von Beton und Stahl bei extremer Temperatureinwirkung

Die mit der thermischen Stabilität der in Frage stehenden Materialien zusammenhängenden baustoffkundlichen Fragen sind in den vorliegenden Berichten nur sehr pauschal behandelt. Soweit der Beton betroffen ist, wird davon ausgegangen, daß bei Erreichung von rd. 1000° C eine Desintegration des Materials in Sand, Zuschlag und Zement eintritt und der Beton in Abständen von 30 Minuten in Schichten von etwa 5 cm Dicke zerstört wird. Dieser Überlegung kann grundsätzlich zugestimmt werden, allerdings ist zu beachten, daß die Desintegration oder besser gesagt, die Dehydratation des Betons bereits bei wesentlich niedrigeren Temperaturen beginnt und somit partiell auch schon früher als angegeben mit Strukturveränderungen und damit verbunden Veränderungen der mechanischen Eigenschaften zu rechnen ist.

Bei einer thermischen Beanspruchung portlandzementgebundener Betone laufen in der Bindemittel- und in der Zuschlagphase bekanntlich eine ganze Reihe von Umwandlungen und Reaktionen ab, die zu erheblichen Strukturänderungen und - wie oben erwähnt - damit verknüpft, zu entscheidenden Veränderungen der mechanischen Eigenschaften führen. Es handelt sich dabei, abgesehen von den vornehmlich im Zuschlaggestein auftretenden Kristallumwandlungen, hauptsächlich um Abbaureaktionen, d.h. der Reaktionsablauf ist durch einen Gewichtsverlust gekennzeichnet. Diese Abbaureaktionen laufen vorzugsweise im Zementstein, entsprechend der vorliegenden Gesteinsart aber auch im Betonzuschlag ab, wobei Entwässerungs- und Dekarbonatisierungsreaktionen im Vordergrund stehen.

Der bei den im Beton ablaufenden Abbaureaktionen eintretende Gewichtsverlust kann mit Hilfe einer Thermowaage registriert und in Abhängigkeit von Temperatur und Zeit aufgezeichnet werden. Die Thermogramme einiger portlandzementgebundener Betone sowie einiger Zuschläge sind auf Bild 1 dargestellt. Die Versuche wurden mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 5 K min^{-1} und je nach dem zu erwartenden Gewichtsverlust mit Einwaagen zwischen 80 und 120 g durchgeführt. Der Druck im Probenraum betrug, abhängig von der anfallenden Dampf- bzw. Gasmenge, zwischen 0,5 und 20 Torr.

In Bild 1 ist der Gewichtsverlust in Prozent für verschiedene Betone in Abhängigkeit von der Temperatur aufgetragen. Die meßtechnischen Parameter wie Aufheizgeschwindigkeit, Einwaage und Druck waren bei allen Versuchen annähernd gleich, so daß die Kurven direkt untereinander vergleichbar sind. Man erkennt, daß der quantitative Verlauf bei jedem der hier diskutierten Betone unterschiedlich ist, doch zeigen alle Kurven auch gewisse qualitative Gemeinsamkeiten. Die Ähnlichkeiten zwischen den verschiedenartigen Betonen ist durch die Bindemittelphase - den Zement-

stein.- bedingt, der bei allen untersuchten Betonen aus hydratisiertem Portlandzement bestand. Die Zuschlagstoffe selbst zeigen mit Ausnahme des Kalziumkarbonats nur einen geringen, im Falle des Leichtzuschlags (Leca) sogar einen nicht meßbaren Gewichtsverlust.

Typisch für den Verlauf der Thermogramme der Betonproben sind nur schwach ausgeprägte Reaktionsstufen. Versuche haben gezeigt, daß auch bei Änderung der Versuchsparameter, wie Einwaage, Probenabmessungen etc. der Kurvenverlauf im wesentlichen unverändert bleibt. Entscheidend für das Fehlen ausgeprägter Stufen ist die Tatsache, daß die bei der Zersetzung freiwerdenden gasförmigen Reaktionsprodukte - im wesentlichen Wasserdampf - zu einer Druckerhöhung an der Reaktionsfront (Autoklaveffekt) und damit im allgemeinen zu einer Verlangsamung der Reaktion führen. Die Verminderung des Druckes in der Thermowaage durch Evakuieren bewirkt lediglich eine Verschiebung der Kurve zu niedrigeren Temperaturen, weil die Zersetzungsprodukte laufend abtransportiert werden und somit eine Veränderung der Reaktionsgleichgewichte stattfindet. Die Saugleistung der Pumpe reicht jedoch nicht aus, um die momentane Druckerhöhung an der Reaktionsfront zu verhindern. Selbst bei einer weitaus höheren Saugleistung kann der freiwerdende Wasserdampf durch Diffusionsbehinderung im Porensystem nur verzögert entweichen, was zu der beobachteten "Verschmierung" der einzelnen Reaktionsstufen führt.

Nach Bild 1 ist für den Normalbeton etwa mit folgendem Reaktionsablauf zu rechnen: Zunächst verdampft das an der Oberfläche und in den größeren Poren befindliche Wasser. Es folgt im Temperaturbereich $> 100^{\circ}\text{C}$ bis etwa 300°C eine Entwässerung der Kapillarporen, verbunden mit einem stufenweisen Gelabbau (14 \AA Tobermorite, C-S-H I und C-S-H II). Der ausgeprägte endotherme Peak bei 490°C muß der Zersetzung des Kalziumhydroxids ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) in CaO und H_2O zugeordnet werden. Die Quarzinversion bei 573°C hat keinen Einfluß auf das Gewicht der Probe, erst der endotherme Peak bei 785°C ist wieder mit einem stärkeren Gewichtsverlust verbunden.^{+) Bei dieser Temperatur findet offensichtlich ein}

^{+) Die jeweils freigesetzten Wassermengen können anhand von Bild 1 durch Multiplikation der Gewichtsverluste mit der Rohdichte näherungsweise bestimmt werden.}

weiterer Abbau der hydratisierten CSH-Phasen statt. Dazu parallel läuft eine Neubildung von β - C_2S ab, wie röntgenographische Untersuchungen gezeigt haben. Gleichzeitig ist der Abbau calcitischer Zuschlagbestandteile und die Zersetzung des im Zementstein unter Umständen vorhandenen Calciumkarbonats zu erwarten; für den Beginn dieser Reaktion ist naturgemäß der CO_2 -Partialdruck maßgebend. Deutlich ausgeprägte Zersetzungserscheinungen dieser Art sind bei Temperaturen $> 75^\circ\text{C}$ zu erwarten. Bei noch höheren Temperaturen ist das Betongefüge im übrigen praktisch zerstört, so daß die Untersuchungen nicht über 1000°C hinaus ausgedehnt wurden.

Aus dem Bild 1 geht hervor, daß ein Normalbeton mit quarzitischem Zuschlag bis 1000°C praktisch das gesamte Betonwasser (rd. 160 bis 200 lit je m^3 Beton) abgibt, so daß das Material in der Tat einem haufwerksähnlichem Zustand mit relativ großer innerer Reibung zustrebt. Bei Betonen mit anderen Zuschlägen sind jedoch u.U. wesentlich höhere Gewichtsverluste denkbar, die teilweise aus dem Betonwasser zum anderen jedoch aus gasförmigen Zersetzungsprodukten der Zuschläge herrühren. Bei Serpentinbeton ist z.B. bis 800°C eine Wasserabgabe von 250 bis 300 lit. je m^3 Beton zu erwarten.^{+) Die Verwendung von Kalksteinzuschlägen führt zu Gewichtsverlusten bis zu 36 %, d.h. je m^3 Beton werden in Abhängigkeit von der Temperatur und Zeit rund 800 bis 850 kg Masse in Form von Wasser (150 bis 200 kg) und CO_2 (650 bis 700 kg) freigesetzt. Das derartige Umsetzungen mit erheblichen Strukturveränderungen verbunden sind bedarf im Grunde genommen keiner weiteren Erläuterungen.}

Soweit es die Strukturveränderungen von Stahl betrifft, sei hier ergänzend zu den in der Modell 5 gefundenen Angaben erwähnt, daß sich der vorgesehene Liner Stahl mit 0,2 % Kohlenstoff lange vor Erreichen seiner Schmelztemperatur bei 1500°C vom α - Eisen in γ - Eisen umwandelt (Umwandlungsbereich 721 bis 850°C), was naturgemäß neben der bekannten Änderung der magnetischen Eigenschaften mit deutlichen Veränderungen in der Rohdichte, Wärmeleitfähigkeit und spezifischen Wärmekapazität verbunden ist. Inwieweit die mechanischen Eigenschaften des Stahls von der α - γ - Umwandlung beeinflusst werden, ist dagegen

^{+) Gesamtwasser = Anmachwasser + Kristallwasser}

kaum bekannt. Entsprechende Ergebnisse technologischer Untersuchungen liegen praktisch nicht vor, d.h. die meßtechnisch gesicherte Temperaturgrenze bezüglich des Festigkeitsverhaltens von Baustählen kann ungefähr mit 700 °C angenommen werden. Über diese Grenze hinaus führende Ergebnisse aus experimentellen Untersuchungen sind dringend erforderlich.

3. Veränderungen von Beton und Stahl unter hohen Temperaturen

Die Veränderung der mechanischen Eigenschaften von Beton und Stahl unter hohen Temperaturen ist in Modell 5 nur bezüglich der temperaturabhängigen Festigkeitsverluste behandelt. Angaben über den Einfluß der Temperatur auf die Verformungseigenschaften sind demgegenüber praktisch nicht vorhanden, so daß im folgenden darauf auch nicht weiter eingegangen werden muß.

Die Hochtemperaturfestigkeit von Beton ist in Modell 5 als Mittelkurve aus verschiedenen amerikanischen Untersuchungen angegeben und auf Bild 2 dargestellt. Gleichzeitig enthält das Bild 2 die Versuchsergebnisse anderer Autoren. Man erkennt daran, daß die Werte relativ gut übereinstimmen, allerdings ist zu beachten, daß die in Modell 5 angegebenen Werte offenbar an der oberen Grenze der zum Vergleich herangezogenen Messungen liegen. Bezüglich der Übertragung solcher Angaben auf deutsche Verhältnisse wären hier also gewisse Vorbehalte anzumelden.

Über die Zugfestigkeit von Stählen sind in Modell 5 die in Tabelle 1 angegebenen Werte zu finden.

Tabelle 1

Zugfestigkeit des Linerstahls A-537 in Abhängigkeit von der Temperatur

Temperatur in °C	200	204	427	649	760	871
Zugfestigkeit in %	100	90	75	35	20	10

Vergleicht man diese Werte mit den auf Bild 3 angegebenen Meßergebnissen, so wird deutlich, daß die Baustähle St 37 und St 52 sich ungefähr so verhalten wie der Linerstahl A-537, wenngleich auch nicht deutlich wird, welche Zugfestigkeiten von diesen Stählen oberhalb 700°C tatsächlich noch erreicht werden. Wesentlich ungünstiger ist demgegenüber das Temperaturverhalten von Spannstählen zu beurteilen. Bild 3 zeigt deutlich, daß bei Temperaturen $> 600^{\circ}\text{C}$ nahezu unabhängig von der Art des Spannstahles Festigkeiten von $< 10\%$ der ursprünglichen Zugfestigkeit bei Raumtemperaturen zu erwarten sind. Diese Erkenntnis sollte bei vertieften rechnerischen Störfalluntersuchungen am SBB unbedingt beachtet werden.

Inwieweit die vorliegenden Meßergebnisse über die im allgemeinen mit 600 bis 700°C begrenzten Untersuchungsbereiche hinaus sinnvoll extrapoliert werden können ist allerdings nicht bekannt. Bei Störfallbetrachtungen wird man voraussichtlich somit zukünftig von relativ ungünstigen Grenzwerten ausgehen müssen (z.B. Zugfestigkeit $\approx 0,0$ bei 1000°C), sofern zwischenzeitlich keine ergänzenden Grundsatzuntersuchungen durchgeführt werden.

Angaben über physikalische Eigenschaften von Beton und Stahl (Kohlenstoffstahl), die in Modell 4 zu finden sind, enthält Tabelle 2. Die amerikanischen Angaben sind eigenen Werten gegenübergestellt, so daß diese Tabelle einen ungefähren Überblick über zu erwartende Unterschiede in den amerikanischen und deutschen Materialangaben vermittelt. Insgesamt gesehen sind die Unterschiede gering, allerdings wird deutlich, daß der Temperatureinfluß auf die physikalischen Eigenschaften des Betons bei den amerikanischen Angaben offenbar von vornherein vernachlässigt wird. Über die Zulässigkeit einer solchen Vereinfachung müßte in jedem Einzelfall gesondert entschieden werden, von einer generellen Vernachlässigung dieser Effekte kann jedoch nur abgeraten werden.

Tabelle 2

Physikalische Eigenschaften von Beton und Baustahl bei hohen Temperaturen

Quelle	Material	93° C			371° C			861° C		
		ρ	λ	C_p	ρ	λ	C_p	ρ	λ	C_p
Modell 4	Beton	2300	1,5	0,23	2300	1,5	0,23	2300	1,5	0,23
	Baustahl	7860	42	0,11	7860	37	0,14	7860	30	0,19
TU Braunschweig	Beton	2300	1,5	0,22	2260	1,0	0,28	2240	1,0	0,28
	Baustahl	7860	43	0,11	7760	36	0,14	7680	25	0,15

 ρ : Rohdichte in kg/m^3 λ : Wärmeleitfähigkeit in kcal/m h K C_p : spez. Wärmekapazität in kcal/kg K

Zusammenfassend kann somit festgehalten werden, daß die in Modell 4 und 5 angegebenen Materialkennwerte ungefähr unseren eigenen baustoffkundlichen Erfahrungen entsprechen. Partiell sind bei der Übertragung von Risikobetrachtungen auf hiesige Verhältnisse jedoch etwas geänderte Werte einzusetzen, um den speziellen werkstoffmäßigen Bedingungen besser Rechnung zu tragen. Die Zusammenstellung zeigt weiterhin, daß Materialkennwerte über 800°C hinaus praktisch nicht bekannt sind. Sofern diese bei zukünftigen Untersuchungen erforderlich werden, müßten entsprechende Studien durchgeführt werden. Andernfalls muß man bei den anzustellenden Risikobetrachtungen von relativ ungünstigen Grenzwerten ausgehen, z.B. indem man ab einer bestimmten Temperatur ein vollständiges Materialversagen unterstellt, selbst wenn dies in der Praxis nicht der Fall sein sollte.

4. Versagensmechanismen des HTR-Spannbetonbehälters

In der vorliegenden Betrachtung wird davon ausgegangen, daß sich infolge eines hypothetischen Störfalles (Ausfall der Energieversorgung, Zusammenbruch der Reaktorkühlung etc.) der HTR-Behälter allmählich aufheizt, so daß 25 Stunden nach Eintritt des Störfalles mittlere Core-Temperaturen von etwa 1500°C erreicht werden. Der HTR-Behälter selbst ist dabei druckentlastet, d.h. durch entsprechende Vorkehrungen wird sichergestellt, daß sich kein Überdruck aufbaut. Eine ausführlichere Beschreibung dieser speziellen Störfallsituationen ist in der AIPA-Studie zu finden.

In Modell 5 wird dann davon ausgegangen, daß rund 13 Stunden nach Störfallbeginn die Stahlblechhalterungen der Linerisolierung im Deckelbereich des SBB versagen ($T = 660^{\circ}\text{C}$), so daß der Liner spontan einer relativ hohen Temperatureinwirkung ausgesetzt ist. Nach 34 Stunden betragen dessen Temperaturen etwa 1090°C . Es wird weiter angenommen, daß der Liner im wesentlichen infolge von Kriechen unter Eigengewicht zu diesem Zeitpunkt seine Tragfähigkeit verliert und der Spannbeton somit einer direkten Temperatureinwirkung unterliegt.

Als Folge der hohen Temperaturbeanspruchung wird eine zeitabhängige Zerstörung des Betons unterstellt. Danach desintegriert der Beton bei Überschreiten von 1000°C und fällt alle 30 Minuten durch Abplatzen (spalling) in Schichten von rd. 5 cm Dicke ab. Unter der ungünstigen Annahme, daß die vorausgesetzte "Zerstörungsgeschwindigkeit" konstant ist, ergibt sich nach 48 Stunden eine zerstörte Betonschicht von 1.20 bis 1.50 m Dicke, d.h. von der ursprünglichen Dicke des Behälterdeckels von 5,5 m sind noch gut 4.0 m vollkommen intakt. Aus diesem Ergebnis wurde geschlossen, daß innerhalb des betrachteten Zeitraums keine zusätzlichen Öffnungen, Risse o.ä., die eine Freisetzung von Spaltprodukten ermöglichen, am HTR-Behälter entstanden sind.

Auf Bild 4 sind die einzelnen Phasen des geschilderten Versagensmechanismus schematisch dargestellt.

Das so dargestellte Versagensmodell erscheint zunächst als annehmbar und wird auch von den in den Abschnitten 2 und 3 enthaltenen Angaben über das Materialverhalten von Beton und Stahl weitgehend gestützt. Allerdings erscheinen einige Voraussetzungen bzw. Festlegungen die im Rahmen der Modellvorstellungen getroffen wurden relativ willkürlich, so daß bei detaillierter Betrachtung sicherlich zusätzliche Informationen erforderlich wären. Insbesondere sind der Versagenszeitpunkt der Stahlblechhalterungen, mehr noch jedoch das Kriechversagen des Liners in zeitlicher Hinsicht nur sehr grob angenommen. Im Hinblick auf die im Endzustand abzuschätzende Restdicke des Behälterdeckels wären genauere Angaben sicherlich von Vorteil.

Des weiteren ist zu beachten, daß gerade im Bereich der Durchführungen im Deckel des SBB mit Wärmebrücken und daraus resultierend mit erheblichen örtlichen Temperaturspannungen zu rechnen ist, die eine lokale Rißausbildung im Spannbeton bewirken können. Es ist zwar sehr unwahrscheinlich, daß

solche lokalen Risse sich in dem hier betrachteten Zeitraum weitläufig ausbreiten und schließlich durch den gesamten Querschnitt hindurch gehen, allerdings sollte auch nicht von vornherein unterstellt werden, daß Behälterleckagen dieser Art ausgeschlossen sind. Eine separate thermische und mechanische Analyse des Verhaltens solcher Durchführungen scheint unter diesem Gesichtspunkt ebenfalls als notwendig.

Eine weiterer Gesichtspunkt der in der AIPA-Studie keine Beachtung findet, ist die Notwendigkeit, die bei der thermischen Zersetzung des Betons freiwerdenden gasförmigen Zersetzungsprodukte abzuführen. Wie in Abschnitt 2 ausgeführt, ist bei niedrigen Temperaturen das Ausdampfen des Betonwassers zu erwarten, dem sich im Hochtemperaturbereich z.B. weitere im Zuschlag ablaufende Dekarbonatisierungsreaktionen überlagern. Derartige Reaktionen hängen von den erreichten Temperaturen und Partialdrücken ab. Sie führen aber wie in Abschnitt 2 bereits ausgeführt, u.U. zu einer erheblichen Dampf- bzw. CO_2 -Produktion, die ihrerseits nicht unerhebliche Auswirkungen auf den im HTR-Behälter herrschenden Gesamtdruck gewinnen kann.

Nach den vorliegenden Erfahrungen ist bei eindimensionaler Aufheizung von massigen, nicht vorgetrockneten Betonoberflächen mit rund 2°C/min eine maximale Ausdampftrate von etwa $0,5 \text{ kg H}_2\text{O/m}^2\text{h}$ zu erwarten, d.h. aus einer 10 m^2 großen Betonoberfläche werden in einer Stunde maximal 5 kg Betonwasser ausgedampft. Bei 100°C und 1 at nimmt dieser Betonwasserdampf ein Volumen von $8,6 \text{ m}^3$ ein. Man wird also davon ausgehen müssen, daß sich bei einer Aufheizung des Reaktorcores aufgrund der thermischen Inkompabilitäten der Liner zunächst vom Beton geringfügig abhebt und sich bei Temperaturen $> 100^\circ \text{C}$ in dem so entstandenen Spalt unter Sättigungsdruck stehender Betonwasserdampf ansammelt⁺⁾ . Dadurch wird der Liner noch weiter ausgebeult,

⁺⁾ Dabei wird vorausgesetzt, daß keine Druckentlastung infolge von Rissen im Bereich von Durchführungen etc. möglich ist - eine im Hinblick auf die großen Wanddicken als vertretbar erachtete Annahme.

so daß voraussichtlich eine membranartige Konfiguration entsteht, die jeweils an den Betonankern gehalten wird. Bei Temperaturen um 180°C beträgt der Spaltdruck etwa 9 at, d.h. bei weiterem Temperaturanstieg ist mit dem Abreißen der Anker zu rechnen (vgl. Bild 5).

Unterstellt man, daß der Liner infolge seiner Verankerung und der vielen Durchführungen an einer vollständigen Ablösung gehindert wird, sind bei 320°C Membranspannungen in Höhe der Zugfestigkeit des Liners denkbar. Unter diesen Bedingungen wird der Liner möglicherweise explosionsartig, wahrscheinlich jedoch durch örtliche Risse versagen, d.h. die Betonstrukturen werden schon relativ frühzeitig hohen thermischen Beanspruchungen unterliegen, so daß eine über die GA-Modellvorstellung hinausgehende Zerstörung des HTR-Behälters denkbar ist. Geht man davon aus, daß die Betonzerstörung infolge eines vorzeitigen Liner-versagens etwa $20\text{ h}^{+)$ eher beginnt als in Modell 5 angenommen, so ist unter Beibehaltung des angegebenen Zersetzungsmechanismus mit einer zusätzlich zerstörten Betonschicht von 100 cm Dicke zu rechnen, d. h. rund 40 % des ursprünglichen Deckelquerschnitts des HTR-Behälters sind nach diesen Vorstellungen als zerstört anzusehen.

Diese Prognose ist wesentlich pessimistischer als die in Modell 5. Es sei jedoch darauf hingewiesen, daß der nach dem Linerversagen vorausgesetzte Zerstörungsmechanismus für Beton keineswegs zu ungünstig ist. Bei einem rund 2-stündigen Brand in einem Autobahntunnel wurden nach dem Ablöschen in der Spannbetondeckenplatte z.B. zerstörte bzw. abgeplatzte Betonzonen bis zu 25 cm Dicke festgestellt. Die in der Studie zugrundgelegte "Zerstörungsgeschwindigkeit" von 10 cm pro Stunde entspricht offenbar Werten die in ungünstigen Fällen auch in der Praxis auftreten können.

+) Es wird davon ausgegangen, daß das Linerversagen kurz nach dem Abfallen der Isolierung (13 h) eintritt und nicht nach 34 h, wie in dem Modell 5 angegeben.

Ein weiterer baustoffkundlicher Aspekt der bisher noch nicht betrachtet wurde ist das Ablöschen von CaO . Geht man davon aus, daß ein Teil des Kalksteinzuschlags im Beton bei 700°C bis 900°C dekarbonatisiert ist, so ist bei Absinken der ursprünglichen Maximaltemperatur unter 450°C ein Löschvorgang bzw. die Bildung von Calciumhydroxid denkbar. Das Ablöschen des CaO ist mit einer erheblichen Volumenzunahme verbunden und man muß unterstellen, daß alle Betonzone mit Maximaltemperaturen oberhalb 700°C bei einer vorausgesetzten Abkühlung durch diesen Mechanismus vollständig zerstört werden^{+) Die von General Atomic zugrundegelegte Temperatur von 1000°C für die vollständige Zerstörung von Beton wird durch diese Modellvorstellung also deutlich unterschritten.}

Inwieweit solche Abkühlvorgänge bei der betrachteten Störfallsituation überhaupt relevant werden können ist allerdings nicht bekannt.

5. Zusammenfassung

In dem vorliegenden Bericht wurde aus baustoffkundlicher Sicht zum Verhalten eines HTR-Spannbetonbehälters unter Störfallbedingungen Stellung genommen. Grundlage der Arbeit ist die AIPA-Sicherheitsstudie, die im Rahmen amerikanischer Untersuchungen an Hochtemperaturreaktoren erstellt wurde. Insbesondere sollte zu Fragen

- der thermischen Stabilität von Beton und Stahl,
- des Materialverhaltens von Beton und Stahl im Hochtemperaturbereich und
- des Behälterversagens bei einer bestimmten Störfallsituation

Stellung genommen werden.

^{+) Das Volumen des CaO vergrößert sich beim Löschvorgang um das 2.5-fache !}

Die Untersuchungen haben ergeben, daß in der AIPA-Studie nur relativ wenige Angaben über die thermische Stabilität der genannten Materialien zu finden sind. An einigen konkreten Beispielen konnte gezeigt werden, daß die baustoffkundlichen Aspekte bei Störfallbetrachtungen an Bedeutung gewinnen, weil thermisch bedingte Veränderungen - z.B. im Beton - mit Stoffumwandlungen o.ä. verbunden sind, wodurch u.U. erhebliche Mengen an Wasserdampf bzw. Kohlendioxid freigesetzt werden. Die entstehenden Dämpfe oder Gase müssen kontrolliert abgeführt werden, da sonst mit der Entstehung hoher Drücke im System bzw. in Systemkomponenten zu rechnen ist.

Die in den GA-Modellen angegebenen Materialkennwerte für Beton und Stahl im Hochtemperaturgebiet wurden mit den Ergebnissen eigener Untersuchungen verglichen. In einigen Fällen wurden Abweichungen zwischen den einzelnen Werten festgestellt, grundsätzlich können die angegebenen Tendenzen jedoch bestätigt werden. Es hat sich jedoch gezeigt, daß sowohl die amerikanischen als auch die hiesigen Materialuntersuchungen i.a. auf Temperaturen $< 700^{\circ}\text{C}$ (bei Stahl) bzw. $< 800^{\circ}\text{C}$ (bei Beton) begrenzt sind, so daß häufig Extrapolationen über mehrere 100 Grad erforderlich sind, um bestimmte Aussagen machen zu können. Da die temperaturabhängige Materialzerstörung von Beton und Stahl i.a. nicht als eine monotone Temperaturfunktion aufgefaßt werden kann, sind derartige Extrapolationen äußerst fragwürdig. Für genauere Untersuchungen ist ein solches Vorgehen grundsätzlich abzulehnen, so daß in so einem Fall entsprechende Grundsatzzuntersuchungen erforderlich werden.

Das für den HTR-Behälter angegebene Versagensmodell konnte in seinen Grundzügen bestätigt werden. Es wurde jedoch gezeigt, daß die Vernachlässigung bestimmter Hochtemperatureffekte in der AIPA-Studie zu nicht mehr hinreichend konservativen Aussagen geführt hat. Eine entsprechende Erweiterung des vorgelegten Versagensmodells hat zu wesentlich ungünstigeren Ergebnissen geführt. Man wird generell diesen Versagensmodellen zukünftig eine verstärkte Beachtung zukommen lassen müssen um sicherzustellen, daß durch zu grobe Vereinfachungen nicht mehr realistische Versagensabläufe prognostiziert werden. Eine Intensivierung der theoretischen und experimentellen Arbeiten auf diesem Gebiet dürfte langfristig gesehen nicht zu vermeiden sein.

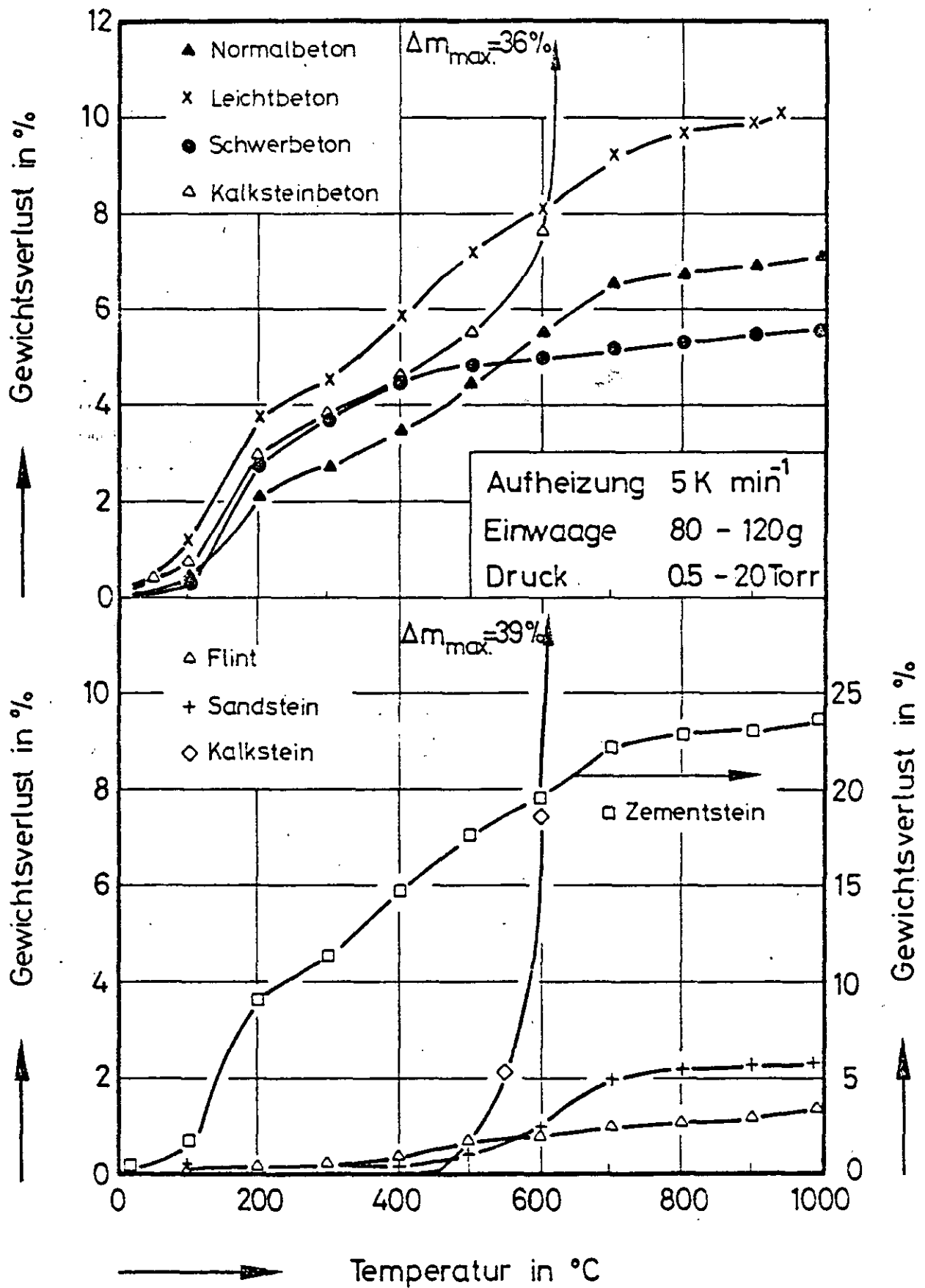


Bild 1: Gewichtsverlust einiger Betone und Zuschläge als Funktion der Temperatur

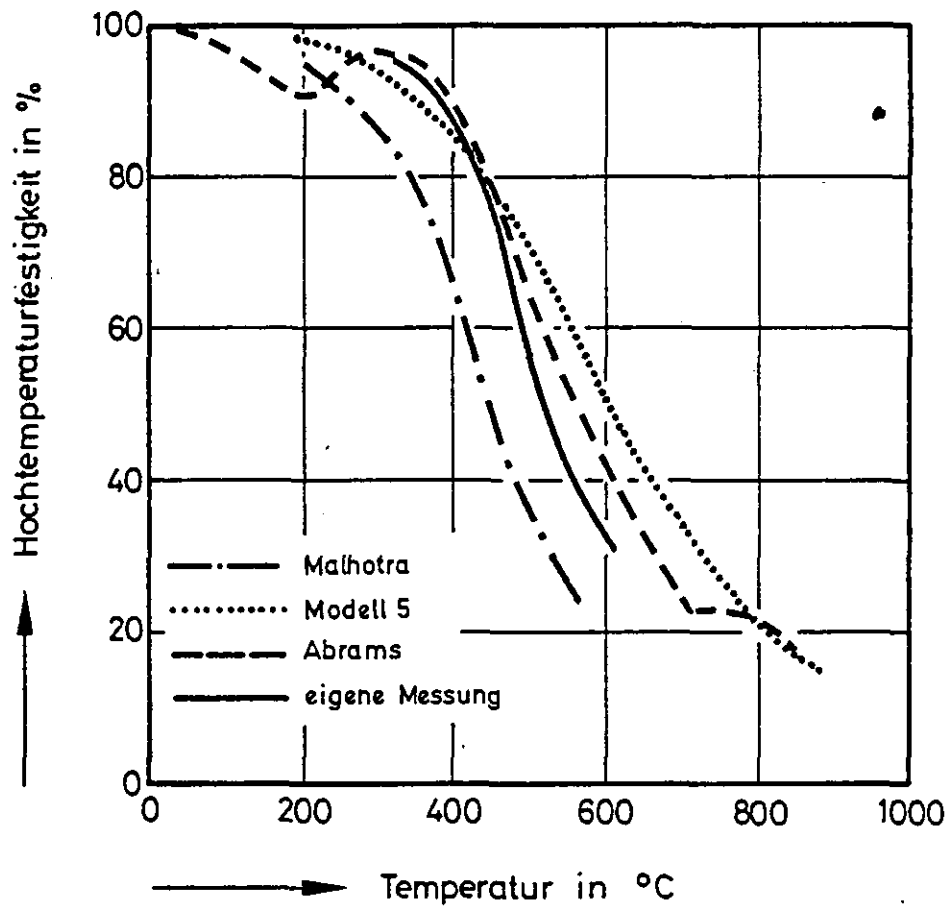


Bild 2: Hochtemperaturfestigkeit
von Normalbetonen nach
nach verschiedenen Unter-
suchungen

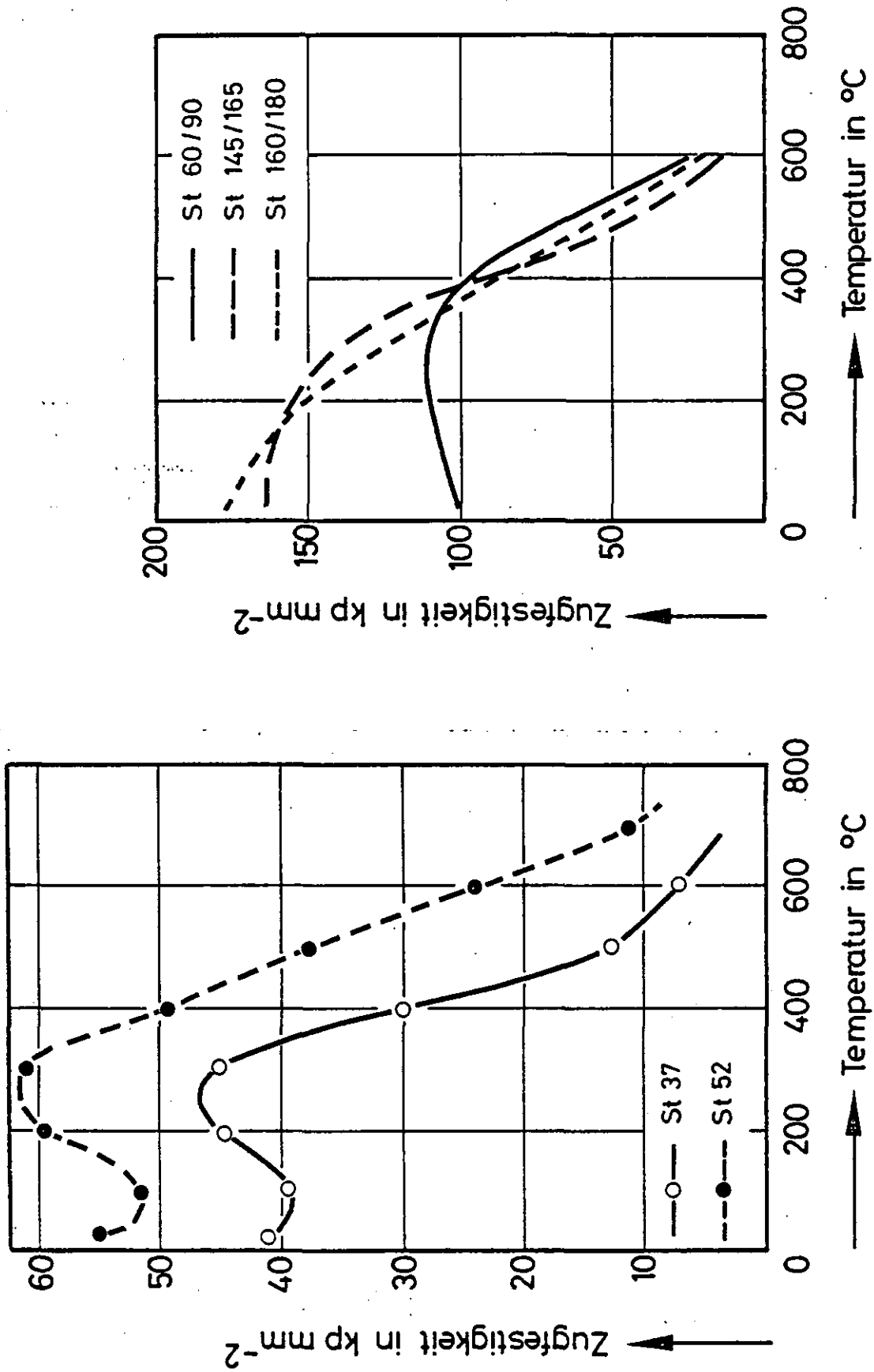


Bild 3: Zugfestigkeit von Bau- und Spannstählen
bei hohen Temperaturen

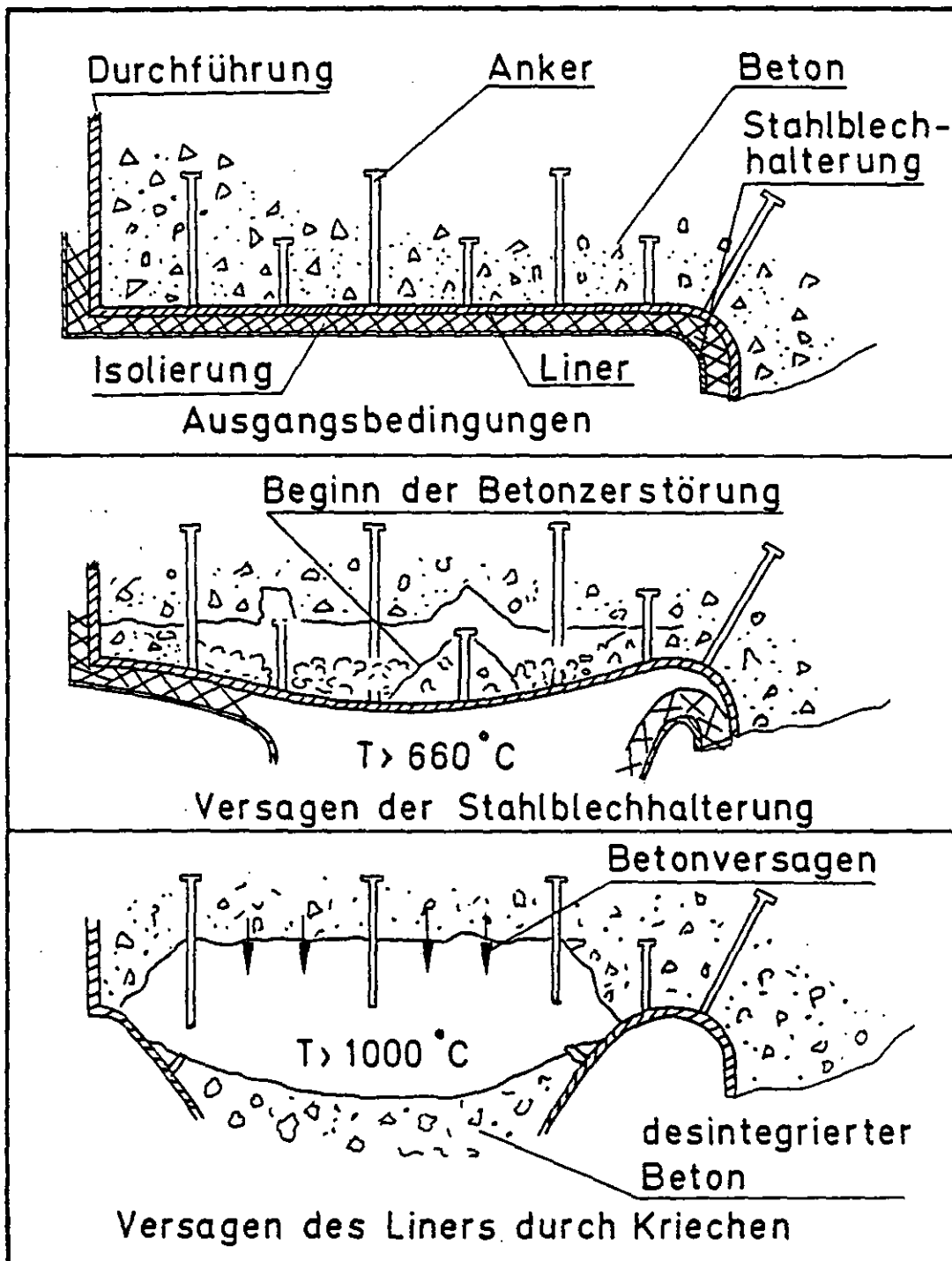


Bild 4: Versagensmechanismus des
HTR-Behälters entsprechend
Modell 5

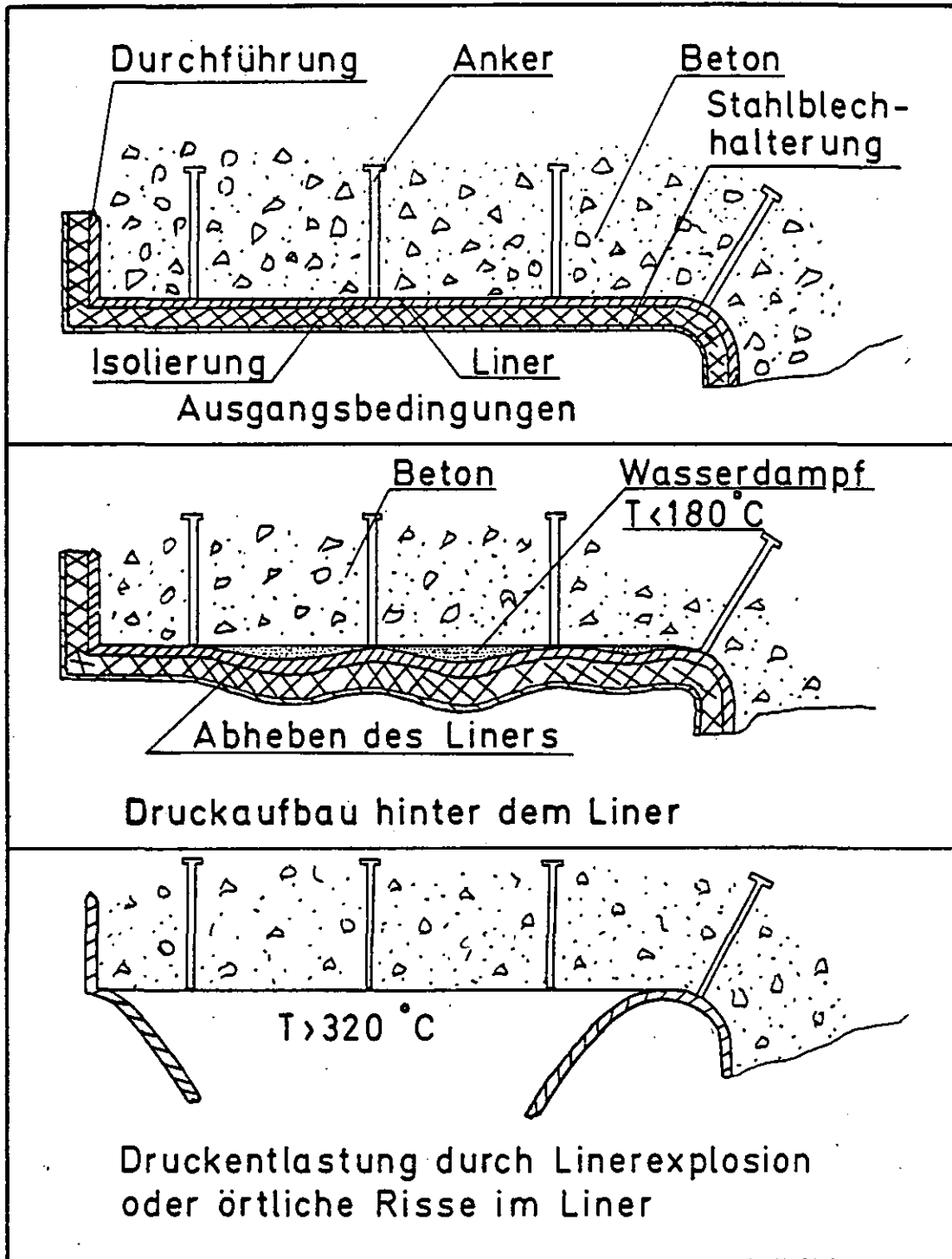


Bild 5: Versagensmechanis des
HTR - Behälters nach
dieser Studie

13. STELLUNGNAHME ZUR AIPA-STUDIE IN BEZUG AUF DEN
SPANNBETONBEHÄLTER

BERATENDE INGENIEURE

PROF. DR. ZERNA - DR. SCHNELLENBACH, BOCHUM

I N H A L T

Seite

1.	Vorbemerkungen und Aufgabenstellung	1
2.	Kritische Bewertung der AIPA-Studie in Bezug auf den Spannbetonbehälter	3
2.1	Übersicht	3
2.2	Diskussion der Untersuchungen der AIPA-Studie	4
2.3	Stellungnahme zur AIPA-Studie	7
3.	Einfluß von Parametern auf Spannungs- zustände des HTR-Spannbetonbehälters im Hinblick auf durchzuführende Unter- suchungen der Versagenswahrscheinlichkeit	10
3.1	Vorbemerkungen	
3.2	Beschreibung des HTR-Spannbetonbehälters	11
3.3	Auswahl signifikanter Punkte	14
3.4	Belastungen	16
3.5	Wahl der Parameter	17
3.6	Spannungszustände	17
3.7	Fehlerquellen	28
4.	Einfluß von druckbeaufschlagten Rissen	29
4.1	Vorbemerkungen	29
4.2	Auslegung des HTR-Spannbetonbehälters für druckbeaufschlagte Risse (pressurized crack)	31
4.3	Einfluß von druckbeaufschlagten Rissen in Beton-Rißbereichen	34
5.	Baustoffe	36
6.	Schlußbemerkungen	40
7.	Verzeichnis der Unterlagen	41

1. Vorbemerkungen und Aufgabenstellung

Sicherheitsuntersuchungen mit Hilfe von Wahrscheinlichkeitsbetrachtungen wurden in den USA für Leichtwasserreaktoren durch Rasmussen, für Hochtemperaturen durch die General Atomic durchgeführt. Ähnliche Untersuchungen zur Abschätzung des nuklearen Risikos sind auch in Deutschland angelaufen. Für Hochtemperaturreaktoren werden diese von der KFA Jülich durchgeführt bzw. betreut.

Die von der GA durchgeführten Untersuchungen "HTGR Accident Initiation and Progression Analysis Status Report" 1976, kurz als AIPA - Studie bezeichnet, deckt das gesamte nukleare Risiko des Kraftwerks. Wesentlicher Bestandteil dieses Kernkraftwerks ist der Reaktordruckbehälter, der bei Hochtemperaturreaktoren in der Regel ein Spannbetonbehälter (SBB) ist. Dieser Behälter wird auch in der Sicherheitsbeurteilung der AIPA-Studie betrachtet.

Ziel der vorliegenden Stellungnahme ist die Beurteilung und kritische Wertung der AIPA-Studie bezüglich des Spannbeton-Reaktordruckbehälters.

Die von der KFA beabsichtigten Untersuchungen sollen in 3 Phasen abgewickelt werden. Dabei soll die Phase I a die kritische Bewertung der AIPA-Studie enthalten, um dann in den

weiteren Schritten Risikobetrachtungen für deutsche Verhältnisse durchzuführen. Die vorliegende Stellungnahme ist damit der Phase I a zuzurechnen.

Da in die Beurteilung nicht nur Fragen der Berechnung, Auslegung und Konstruktion sondern auch Fragen des Verhaltens von Beton unter extrem hohen Temperaturen sowie Wahrscheinlichkeitsbetrachtungen eingehen, wurde die Beurteilung der AIPA-Studie in Abstimmung mit dem Lehrstuhl für Massivbau der TU München (Wahrscheinlichkeitsbetrachtungen) und mit dem Lehrstuhl für Stahlbeton- und Massivbau der TU Braunschweig (Beton unter hohen Temperaturen) durchgeführt.

Zusätzlich zur Beurteilung der AIPA-Studie werden als Vorbereitung zur Phase I b des KFA-Programms Einflüsse verschiedener Parameter auf den Spannungszustand unter Betriebsbedingungen untersucht. Hinzu kommen Betrachtungen zu der Bildung von druckbeaufschlagten Rissen. Beide Untersuchungen dienen zu ersten Sicherheitsbeurteilungen eines Spannbetonbehälters im Rahmen der deutschen Studie.

2. Kritische Bewertung der AIPA-Studie in Bezug auf den Spannbetonbehälter

2.1 Übersicht

Der Spannbeton-Reaktordruckbehälter ist ein Bauwerk, der seine maßgebenden Lasten außer aus der Vorspannung aus betrieblichen Lasten oder aus Störfalllasten erhält. Letztgenannte können innere Störfälle oder äußere Einwirkungen sein. Damit ergibt sich eine Vielzahl von Parametern für Risikountersuchungen allein aus den verschiedenartigen Lasten. In der AIPA-Studie wird nun in Bezug auf den SBB keine Gesamtbetrachtung durchgeführt sondern eine Beschränkung auf folgende Fälle vorgenommen:

- Schnelle SBB-Druckentlastung
- Langsame SBB-Druckentlastung
- Sicherheitserdbeben
- Behälterversagen

Die Druckentlastungen setzen ein Behälter-Abschlußversagen voraus, wobei die Geschwindigkeit der Druckentlastung von der freien Ausströmöffnung bestimmt ist. Das Behälterversagen wird in Form eines Abschlußversagens untersucht. Damit werden im Prinzip nur die Folgen eines Abschlußversagens und die des Sicherheitserdbebens betrachtet.

Im folgenden werden keine Untersuchungen zu den Eintrittswahrscheinlichkeiten dieser Fälle geführt, sondern es werden nur die Vollständigkeit der Annahmen beurteilt sowie die Tendenzen für den Einfluß auf den SBB betrachtet. Außerdem ist der Einfluß solcher Fälle über den SBB hinaus, d. h. Folgen für weitere Bereiche im nuklearen Sicherungssystem z. B. der Einfluß eines Behälterabschlußversagens auf das Containment, nicht Gegenstand dieser Stellungnahme.

2.2 Diskussion der Untersuchungen der AIPA-Studie

Die Folgen eines Behälterabschlußversagens für den Spannbetonbehälter in Form einer Druckentlastung sind in der AIPA-Studie nicht untersucht. Dieses Vorgehen ist zunächst für die langsame Druckentlastung gerechtfertigt, da hier praktisch eine quasistatische Rückführung der Behälterbelastungen auf den heißen drucklosen Behälter stattfindet. Im Falle der schnellen Druckentlastung könnte die Frage der Geschwindigkeit von Bedeutung sein, falls in sehr ungünstigen Fällen der Druckabfall zu einer dynamischen Reaktion von Liner und Behälter führen würde. Wir stimmen jedoch dem Vorgehen in der AIPA-Studie zu, bei dem der Einfluß der Druckentlastung auf den SBB nicht weiter in die Risikobetrachtungen eingeht. Damit bleibt die Druckentlastung des SBB im Rahmen der Containment-Betrachtung zu untersuchen, wie dies in der AIPA-Studie auch durch-

geführt wird, denn das aus dem Behälter ausströmende Kühlgas belastet das Containment durch Druck und Temperatur.

Als auslösendes Moment für die Druckentlastung wird in der AIPA-Studie das Behälterversagen unterstellt, das nur in Form des Behälter-Abschlußversagens untersucht wird. Dabei wird eine sehr geringe Eintrittswahrscheinlichkeit von etwa $10^{-10}/J$ angesetzt, begründet durch den doppelt gesicherten Abschluß und durch die Voraussetzung, daß der Innendruck wegen der Sicherheitsventile den Auslegungsdruck nicht überschreiten kann. Die Sicherheitsventile werden auch als Hauptgrund dafür angegeben, daß ein anderes Behälterversagen nicht betrachtet wird. Die Frage, ob die Sicherheitsventile 100 %ig ihre Funktion erfüllen würden, wird in der AIPA-Studie dahingehend beantwortet, daß im unwahrscheinlichen Fall des Versagens die Ventile geöffnet seien, der damit eine Druckentlastung zur Folge hätte.

Bei der Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit wird von dem Wert $10^{-7}/J$ für den Gesamtbehälter ausgegangen und unter Berücksichtigung des Anteils der großen Durchdringungen an der Gesamtzahl der Durchdringungen sowie eines Wahrscheinlichkeitsfaktors für das

gleichzeitige Versagen mehrfach vorhandener Haltevorrichtungen die genannte Wahrscheinlichkeit von $10^{-10}/J$ für das Versagen des Abschlusses einer großen Durchdringung errechnet. Die zugrundegelegte Wahrscheinlichkeit von $10^{-7}/J$ für den Gesamtbehälter basiert allerdings darauf, daß ein einzelner Behälterabschluß des Spannbetonbehälters die gleiche Bewertung erhält wie ein gesamter Stahldruckbehälter eines Leichtwasserreaktors. Unseres Erachtens ist es dann nicht konsequent, eben diese Wahrscheinlichkeit für den gesamten Spannbetonbehälter anzusetzen, da er 100 solcher Abschlüsse hat. Demnach könnte nur eine Eintrittswahrscheinlichkeit von $10^{-8}/J$ für das Versagen des Abschlusses einer der großen Durchdringungen angesetzt werden. Es sollte jedoch überprüft werden, ob nicht doch ein einzelner Behälterabschluß eine geringere Versagenswahrscheinlichkeit hat als ein gesamter Stahldruckbehälter.

Das Behälterversagen wird zu einer wesentlichen Frage für das Containment, da für dieses Bauwerk eine konzentrierte Belastung durch den in einem solchen Fall herausgeschleuderten und auf das Containment auftreffenden Behälterabschluß entsteht.

Die Frage, ob nur das Abschlußversagen für eine Risikobetrachtung des SBB ausreichend ist, wird in Abschnitt 2.3 behandelt.

In Bezug auf die Erdbebenbelastung wird in der AIPA-Studie ein Bereich von einfacher bis zur doppelten Beschleunigung des Sicherheitserdbebens untersucht. Die Eintrittswahrscheinlichkeit des größeren Erdbebens ist natürlich geringer als die des schwächeren. Dabei wurden vier verschiedene Standorte vorausgesetzt. Die AIPA-Studie geht von der auch von uns vertretenen Auffassung aus, daß der Spannbetonbehälter selbst durch die Erdbebenbelastung sehr wenig gefährdet ist, daß jedoch die Schwingungen des Behälters zu Schäden bei anschließenden Rohrleitungen und Einbauten führen könnten. Diese Fragen, die nicht behälterspezifisch sind, werden dann in der AIPA-Studie weiterbehandelt.

2.3 Stellungnahme zur AIPA-Studie

Die AIPA-Studie hat die Risikobeurteilung eines HTR-Kernkraftwerks zum Ziel, wobei als Beurteilungsmaßstab die Strahlenfreisetzung und deren Folgen gewählt wird. Als auslösende Ereignisse werden verschiedene Störfälle und das Erdbeben betrachtet. Der Spannbeton-Reaktordruckbehälter als wichtiges Element in der Sicherheitskette wird dabei nur untergeordnet behandelt.

Im Prinzip wird dabei ein Versagen des Behälters, durch welchen Fall auch immer, mit Ausnahme des Behälterabschlußversagens ausgeschlossen.

Die durchgeführten Untersuchungen scheinen dem Containment eine größere Rolle in der Sicherheitsbeurteilung der Kernkraftwerks zuzuweisen als dem Spannbeton-Reaktordruckbehälter. Diese positive Beurteilung des Spannbetonbehälters sollte jedoch durch eine intensivere Risikobetrachtung abgesichert werden, die auch den Gebrauchs- oder Auslegungszustand und nicht nur heute noch nicht betrachtete, sehr unwahrscheinliche Ereignisse berücksichtigt. Dabei wäre auch die mechanische Beschreibung von nuklearen Behälterversagenarten, die jetzt noch fehlt, von Bedeutung. Hier wäre die Frage druckbeaufschlagter Risse einzugliedern.

Auf die Frage der Lagerung des SBB, die im Erdbebenfall mit größeren Beschleunigungen durchaus von Bedeutung sein kann, wird in der AIPA-Studie ebensowenig eingegangen wie auf die Folgen von Schäden an Liner, Linerkühlung und Wärmeisolierung, dies sowohl bei Gebrauchslasten als auch bei Störfällen mit höheren Drücken (bei Versagen der Sicherheitsventile) und höheren Temperaturen. Insbesondere die höheren Temperaturen belasten den Liner und seine Verankerungen maßgebend. Auch die Betrachtung der Baustoffe im Rahmen der Sicherheitsanalyse fehlt in der AIPA-Studie.

Für die Fragestellung der AIPA-Studie, nämlich die Freisetzung von Radioaktivität bei sehr unwahrscheinlichen auslösenden Ereignissen, sind die getroffenen Annahmen zum Behälterverhalten bzw. Behälterversagen zunächst einmal ausreichend.

Wie bereits ausgeführt, sollte jedoch die Funktionsfähigkeit des SBB, der ja die erste Barriere gegen eine unkontrollierte Freisetzung größerer Spaltproduktmengen darstellt, im Rahmen einer solchen Risikoanalyse eingehender untersucht werden. Hierauf weist die AIPA-Studie bei den Betrachtungen für zukünftige Arbeiten auch ausdrücklich hin.

3. Einfluß von Parametern auf Spannungszustände
des HTR-Spannbetonbehälters im Hinblick auf
durchzuführende Untersuchungen der Versagens-
wahrscheinlichkeit

3.1 Vorbemerkungen

Ein Spannbeton-Reaktordruckbehälter stellt ein echt dreidimensionales Bauwerk dar, dessen Material sich zeit- und temperaturabhängig verhält. Das Materialverhalten des Betons ist zusätzlich beeinflusst von den Zuschlagstoffen. Die für eine Ermittlung von Spannungszuständen unter Berücksichtigung dieser Abhängigkeiten erforderlichen Angaben sowie die Höhe der Vorspannung sind in der AIPA-Studie nicht enthalten. Da diese Fragen nicht von grundsätzlicher Bedeutung für eine Risikoanalyse sind und der der AIPA-Studie zugrundeliegende und der HTR-Behälter sonst praktisch gleich sind, werden im folgenden die für den HTR-Spannbetonbehälter in Schmehausen vorgesehenen Daten für Vorspannung und Material verwandt.

Die Berechnung eines solchen Behälters ist wegen des dreidimensionalen Spannungs- und Verformungszustandes und des veränderlichen Materialverhaltens sehr schwierig und umfangreich. Wegen der begrenzten zeitlichen und finanziellen Mittel werden die zu den durchzuführenden Sicherheitsbetrachtungen notwendigen Spannungsangaben deshalb anhand vereinfachter Modelle und aufgrund der vorhandenen Erfahrung ermittelt.

3.2 Beschreibung des HTR-Spannbetonbehälters

Der HTR-Spannbeton-Reaktordruckbehälter hat die Form eines stehenden Zylinders, der laut AIPA-Studie über einen Kreisring und einen zentralen Kreisquerschnitt mit dem Fundament des Spannbeton-Sicherheitsbehälters verbunden ist. Im SBB befindet sich eine große Kaverne zur Aufnahme des Reaktorkerns und dessen Abstützungen. Im oberen und unteren Bereich dieser Kaverne führen radial angeordnete Verbindungskanäle zu 9 zylindrischen Kavernen in der Zylinderwandung (pod-Bauweise). In der Deckenplatte des SBB sind insgesamt weitere etwa 100 kleinere Öffnungen vorgesehen.

Die Vorspannung des Behälters erfolgt in vertikaler Richtung durch Einzelspannglieder. Für die horizontale Vorspannung ist eine Wickelvorspannung vorgesehen.

Der Spannbetondruckkörper, die Kavernen und Rohrdurchführungen sind mit Stahlauskleidungen (Liner) als Gasdichtung versehen, die durch Verankerungen mit dem Beton verbunden sind. Auf der Innenseite des Liners befindet sich eine Wärmeisolierung, auf der Betonseite das Linerkühlsystem. Beide Komponenten begrenzen die Betontemperaturen auf die in der nachfolgenden Zusammenstellung gegebenen Werte.

Der SBB des HTR wird von dem Spannbeton-Sicherheitsbehälter umschlossen, dieser stellt die 2. Barriere gegen den Austritt von Radioaktivität dar.

Die wesentlichen Auslegungsdaten sind wie folgt:

Höhe des Behälters	27,79 m
Außendurchmesser des Behälters	30,63 m
Lichte Höhe der Kernkaverne	14,43 m
Lichter Innendurchmesser der Kernkaverne	11,28 m
Lichter Innendurchmesser der Dampferzeugerkavernen	4,32 m
Lichter Innendurchmesser der Kavernen für die Hilfskühlsysteme	2,13 m
Normaler Betriebsdruck	50 bar
Prüfdruck, gleichzeitig maximaler Kavernendruck (aufgrund der Sicherheitsventile)	54,5 bar
Betonrandtemperatur großflächig während des normalen Betriebes	ca. 70-80°C
Betonrandtemperaturen großflächig bei Auslegungsstörfällen	ca. 150°C
Örtlich höhere Temperaturen (Heißstellen) bei normalem Betrieb	ca. 120°C

Für den HTR vorgesehene Material:

Beton	$\beta_{C90N} = 46,0 \text{ N/mm}^2$
Spannstahl	vertikal : St 145/160
	horizontal : Litzen St 170/190 rund

Abmessungen und maßgebende Belastungen entsprechen, wie bereits angedeutet, praktisch denen des Behälters der AIPA-Studie.

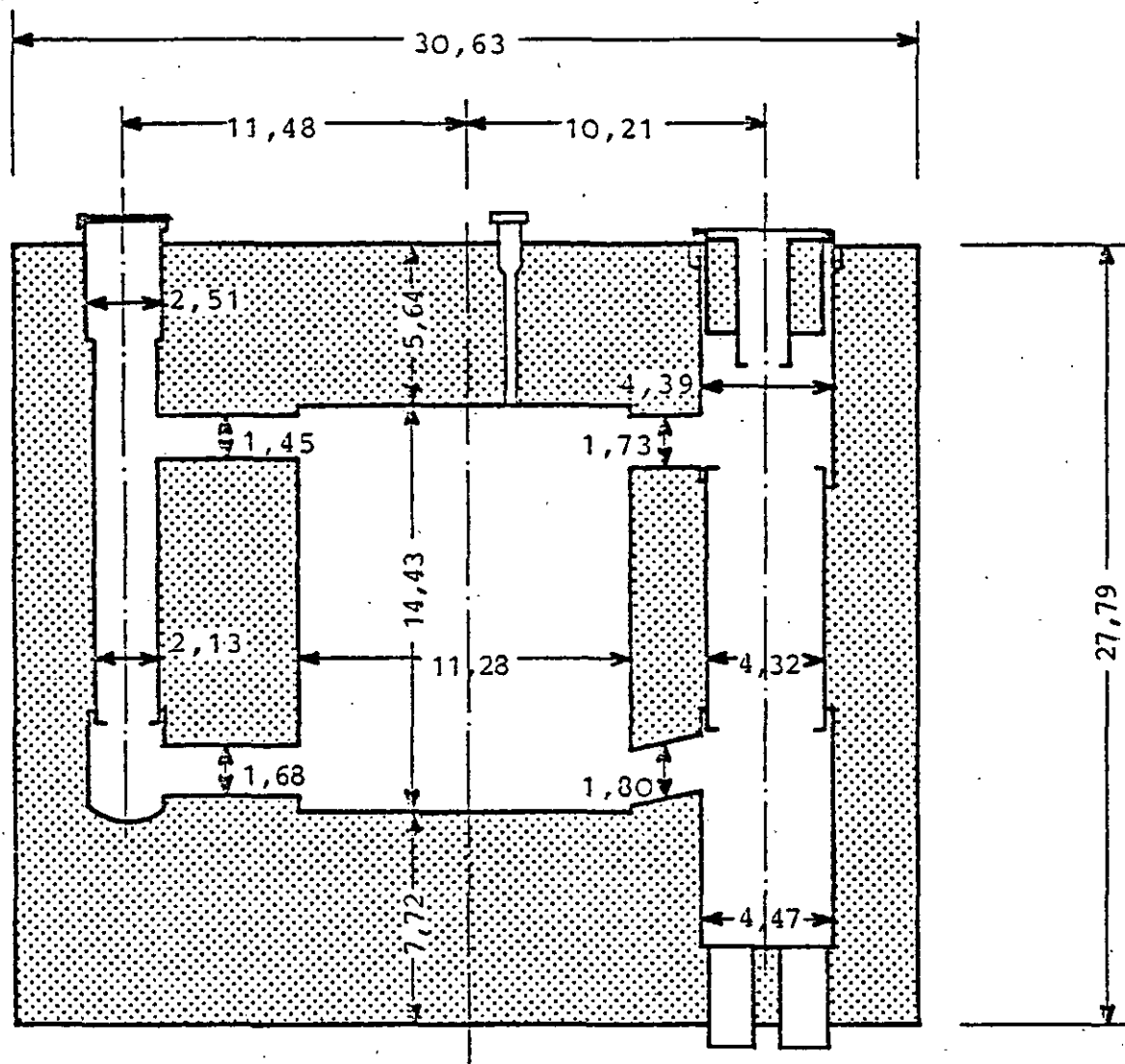


Bild 1:

Abmessungen des Spannbetonbehälters entsprechend AIPA-Studie

3.3 Auswahl signifikanter Punkte

Der Spannungszustand eines solchen dickwandigen Bauwerks ist dadurch gekennzeichnet, daß große Wandbereiche nur mäßig beansprucht werden, in verschiedenen Bereichen jedoch ein hohes Spannungsniveau herrscht bzw. Spannungskonzentrationen vorhanden sind. Eine Reihe dieser Spannungskonzentrationen ist wiederum uninteressant für das Gesamttragverhalten, da sie sich bei Laststeigerungen durch Umlagerungen selbst begrenzen. Für Risikountersuchungen sind diese Bereiche also weniger wichtig. Wesentlich für das Tragverhalten und damit die Risikountersuchungen sind jedoch die nachfolgend beschriebenen und in Bild 2 dargestellten Bereiche.

- (1) - Deckenmitte innen
- (2) - Deckenmitte außen
- (3) - Zylindermitte innen
- (4) - Zylindermitte außen
- (5) - innerer Eckbereich

Die Bereiche werden so ausgewählt, daß in den Normalbereichen der Decke bzw. der Zylinderwand die Punkte mit den größten Beanspruchungen erfaßt werden. Als maßgebender Bereich mit Spannungskonzentrationen wird der innere Eckbereich mit dem Übergang Zylinder - Abschlußplatte betrachtet.

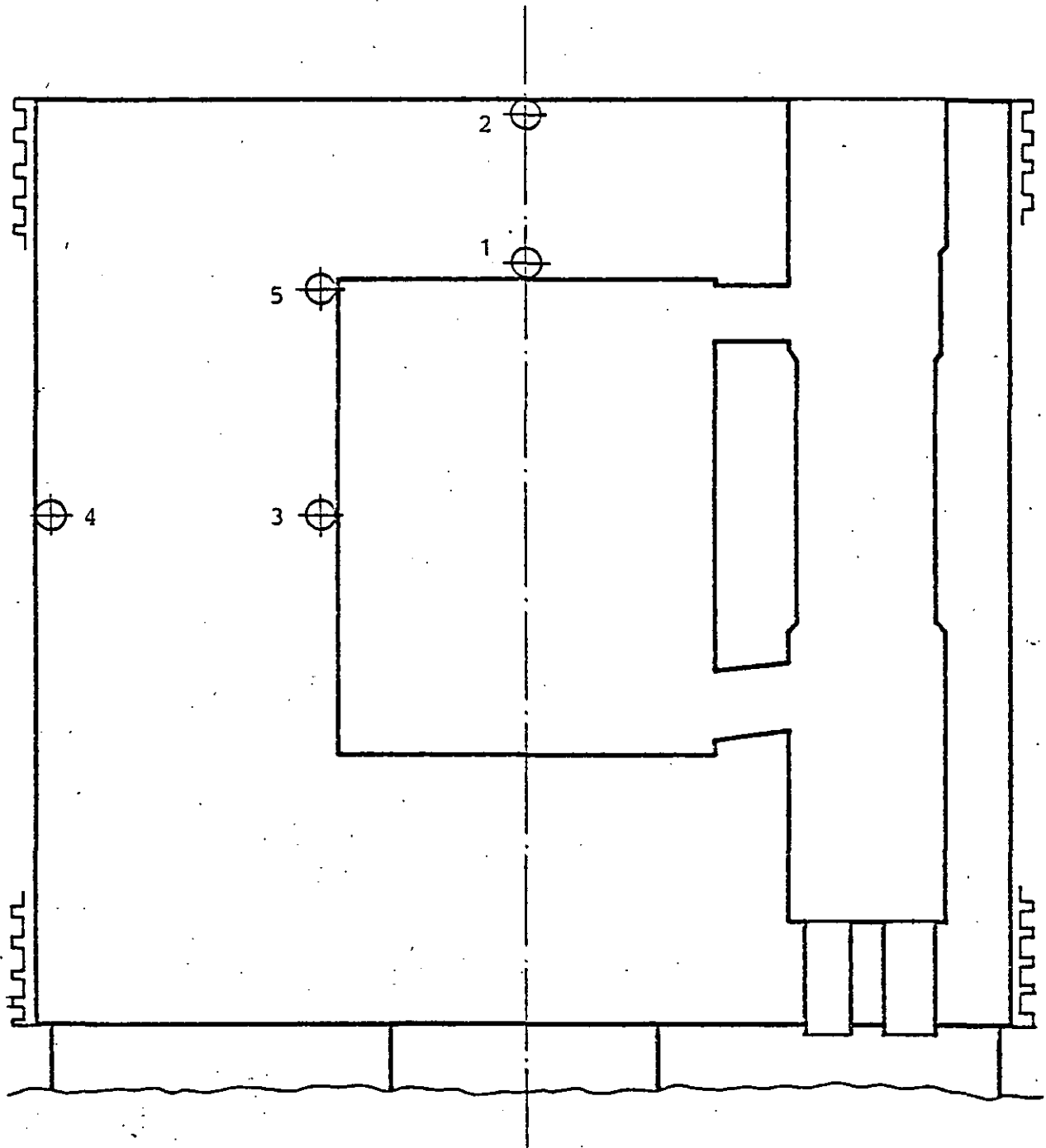


Bild 2:

HTR- Behälter, Bereiche für die Spannungsbeurteilung

Bei den gegebenen Verhältnissen werden die schiefen Hauptzugspannungen in den Abschlußplatten nicht als maßgebend angesehen.

3.4 Belastungen

Während des Betriebes wird der SBB im wesentlichen durch Eigenlasten (EL), Vorspannung (V), Temperatur (T) und Innendruck (p) belastet.

Bei der Ermittlung der Eigenlasten werden sämtliche Lasten des Spannbetonbehälters mit allen Ausrüstungen berücksichtigt.

Der Behälter wird durch 408 vertikale Großspannbündel mit einer zulässigen Spannkraft von 6,35 MN pro Spannglied und horizontal durch eine Wickelvorspannung mit einer mittleren Spannkraft von 99,62 MN pro Spannkanal bei 24 Spannkanälen vorgespannt.

Als Innendruck wird der maximale Kavernendruck von 54,5 bar angesetzt. Dieser Kavernendruck entspricht dem maximalen Störfalldruck. Er ist gleichzeitig der einmalige Prüfdruck vor Inbetriebnahme und Ansprechdruck für die Sicherheitsventile. Bei Normalbetrieb beträgt der Betriebsdruck 49,9 bar. Die mittlere Betoninnentemperatur wird mit $T_1 \sim 68^{\circ}\text{C}$ berücksichtigt.

3.5 Wahl der Parameter

Als maßgebende Parameter werden erfaßt: Vorspannung, Innendruck und Temperatur. Andere Parameter wie Materialverhalten usw. sind weniger entscheidend und werden deshalb nicht betrachtet. Ebenso wird der günstige Einfluß des Liners auf das Tragverhalten vernachlässigt.

Die Änderung der Spannungen bei Änderung einzelner dieser Lastparameter wird dargestellt. Die Angaben erfolgen jeweils für die Zeitpunkte zu Beginn des Behälterbetriebes (Index 0) und nach langjährigem Betrieb mit überschlägiger Berücksichtigung der Einflüsse des Betonkriechens und der Spannstahlrelaxation (Index ∞).

Als ungünstigste Veränderung der Vorspannung werden der komplette Ausfall des obersten der 24 Rindspannbündel bzw. der Ausfall eines Ringspannbündels in Behältermitte bzw. der Ausfall eines der 408 Vertikalspannglieder in innerer bzw. in äußerer Position unterstellt.

3.6 Spannungszustände

Die Angabe der Spannungen zu Beginn des Betriebszustandes erfolgt für die oben aufgeführten Lastfälle aufgrund allgemeiner dreidimensionaler elastischer Berechnungen.

Um auch Aussagen über den Spannungszustand nach langjährigem Betrieb machen zu können, ohne erneute aufwendige Berechnungen zu erstellen, werden Einflüsse aus Kriechen, Schwinden und Relaxation aus vorliegenden vergleichbaren Berechnungen zum THTR-Behälter abgeschätzt. Diese abgeschätzten Einflüsse werden bei der Ermittlung des Spannungszustandes nach langjährigem Betrieb berücksichtigt. Danach werden die Spannungen aus Vorspannung infolge Kriechen, Schwinden und Relaxation für den Zustand "nach langjährigem Betrieb" gegenüber dem Zustand "Beginn des Betriebes" um ca. 15 % abgemindert. Der Spannungsabbau der Temperaturspannung nach langjährigem Betrieb gegenüber dem Beginn des Betriebszustandes wird aufgrund vergleichbarer Untersuchungen zum THTR-Behälter mit ca. 50 % berücksichtigt.

Alle Zahlenangaben für Spannungen erfolgen in $[\text{N/mm}^2]$ mit positiven Vorzeichen für Zugspannungen.

Die Angabe der Spannungszustände erfolgt als Funktion der veränderlichen Parameter für die einzelnen Belastungszustände wie folgt:

1. Beton

Zustand EL + Vo, Ti veränderlich:

Ort 1 : $\sigma_r = \sigma_\varphi = - 7,6 - 0,14 (Ti - 29,5)$
 $\sigma_z \approx 0$
 $T_{r\varphi} = 0$
 $T_{rz} = T_{\varphi z} = 0$

Ort 2 : $\sigma_r = \sigma_\varphi = - 6,9 + 0,08 (Ti - 29,5)$
 $\sigma_z \approx 0$
 $T_{r\varphi} = 0$
 $T_{rz} = T_{\varphi z} = 0$

Ort 3 : $\sigma_r = - 1,2 - 0,01 (Ti - 29,5)$
 $\sigma_\varphi = -13,7 - 0,15 (Ti - 29,5)$
 $\sigma_z = - 4,9 - 0,11 (Ti - 29,5)$
 $T_{r\varphi} \approx 0$
 $T_{rz} \approx 0$
 $T_{\varphi z} \approx 0$

Ort 4 : $\sigma_r = - 5,6 + 0,005 (Ti - 29,5)$
 $\sigma_\varphi = - 10,7 + 0,25 (Ti - 29,5)$
 $\sigma_z = - 7,4 + 0,26 (Ti - 29,5)$
 $T_{r\varphi} \approx 0$
 $T_{rz} \approx 0$
 $T_{\varphi z} \approx 0$

Ort 5 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= - 9,4 - 0,04 (T_i - 29,5) \\ \sigma_\varphi &= - 11,9 - 0,13 (T_i - 29,5) \\ \sigma_z &= - 13,8 - 0,05 (T_i - 29,5) \\ T_{r\varphi} &\approx 0 \\ T_{rz} &= 7,85 + 0,03 (T_i - 29,5) \\ T_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Zustand EL + V_o , p veränderlich:

Ort 1 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_\varphi = - 7,6 + 0,09 p \\ \sigma_z &\approx - p \\ T_{r\varphi} &= 0 \\ T_{rz} &= T_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 2 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_\varphi = - 6,9 + 1,16 p \\ \sigma_z &\approx 0 \\ T_{r\varphi} &= 0 \\ T_{rz} &= T_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 3 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= - 1,2 - 0,79 p \\ \sigma_\varphi &= - 13,7 + 1,54 p \\ \sigma_z &= - 4,9 + 0,15 p \\ T_{r\varphi} &\approx 0 \\ T_{rz} &\approx 0 \\ T_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 4 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= - 5,6 - 0,03 p \\ \sigma_\varphi &= - 10,7 + 0,93 p \\ \sigma_z &= - 7,4 + 0,60 p \\ T_{r\varphi} &\approx 0 \\ T_{rz} &\approx 0 \\ T_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 5 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= - 9,4 + 0,97 p \\ \sigma_\varphi &= - 11,9 + 1,05 p \\ \sigma_z &= - 13,8 + 2,39 p \\ T_{r\varphi} &\approx 0 \\ T_{rz} &= 7,85 - 1,73 p \\ T_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Zustand EL + V ∞ + T ∞ , T_i veränderlich:

Ort 1 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_\varphi = - 9,1 - 0,14 (T_i - 68) \\ \sigma_z &\approx 0 \\ T_{r\varphi} &= 0 \\ T_{rz} &= T_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 2 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_\varphi = - 4,3 + 0,08 (T_i - 68) \\ \sigma_z &\approx 0 \\ T_{r\varphi} &= 0 \\ T_{rz} &= T_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 3 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= - 1,3 - 0,01 (T_i - 68) \\ \sigma_\varphi &= - 14,6 - 0,15 (T_i - 68) \\ \sigma_z &= - 6,4 - 0,11 (T_i - 68) \\ T_{r\varphi} &\approx 0 \\ T_{rz} &\approx 0 \\ T_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 4 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= - 4,6 + 0,005 (T_i - 68) \\ \sigma_\varphi &= - 4,2 + 0,25 (T_i - 68) \\ \sigma_z &= - 1,3 + 0,26 (T_i - 68) \\ T_{r\varphi} &\approx 0 \\ T_{rz} &\approx 0 \\ T_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 5 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= - 8,8 - 0,04 (T_i - 68) \\ \sigma_\varphi &= - 12,6 - 0,13 (T_i - 68) \\ \sigma_z &= - 12,7 - 0,05 (T_i - 68) \\ T_{r\varphi} &\approx 0 \\ T_{rz} &= 7,3 + 0,03 (T_i - 68) \\ T_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Zustand EL + V ∞ + T ∞ , p veränderlich:

Ort 1 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_\varphi = - 9,1 + 0,09 p \\ \sigma_z &\approx - p \\ T_{\varphi r} &= 0 \\ T_{rz} &= T_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 2 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \sigma_\varphi = -4,3 + 1,16 p \\ \sigma_z &\approx 0 \\ T_{r\varphi} &= 0 \\ T_{rz} &= T_{\varphi z} = 0\end{aligned}$$

Ort 3 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= -1,3 - 0,79 p \\ \sigma_\varphi &= -14,6 + 1,54 p \\ \sigma_z &= -6,4 + 0,15 p \\ T_{r\varphi} &\approx 0 \\ T_{rz} &\approx 0 \\ T_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 4 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= -4,6 - 0,03 p \\ \sigma_\varphi &= -4,2 + 0,93 p \\ \sigma_z &= -1,3 + 0,60 p \\ T_{r\varphi} &\approx 0 \\ T_{rz} &\approx 0 \\ T_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ort 5 :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= -8,8 + 0,97 p \\ \sigma_\varphi &= -12,6 + 1,05 p \\ \sigma_z &= -12,7 + 2,39 p \\ T_{r\varphi} &\approx 0 \\ T_{rz} &= 7,3 - 1,73 p \\ T_{\varphi z} &\approx 0\end{aligned}$$

Ausfall des obersten Rindspannbündels:

Hiervon werden im wesentlichen nur die Spannungen $\sigma_r = \sigma_\varphi$ in den Punkten 1 und 2 betroffen. Bezeichnet man die Spannungen von Ausfall des Spanngliedes mit dem Index 0, so ergibt sich etwa:

Ort 1 : $\sigma_r = \sigma_\varphi = \sigma_{r0} - 1,5 = \sigma_{\varphi 0} - 1,5$

Ort 2 : $\sigma_r = \sigma_\varphi = \sigma_{r0} + 4,0 = \sigma_{\varphi 0} + 4,0$

Ausfall eines Rindspannbündels in Behältermitte:

Der Ausfall eines Wickelspannbündels in der Mitte des Behälters beeinflusst im wesentlichen nur die Spannungen σ_φ in den Punkten 3 und 4 sowie σ_r in Punkt 4.

Hier gilt ungefähr:

Ort 3 : $\sigma_\varphi = \sigma_{\varphi 0} + 2,5$

Ort 4 : $\sigma_r \approx 0$

$\sigma_\varphi = \sigma_{\varphi 0} + 1,5$

Ausfall eines Vertikalspanngliedes in innerer Position:

Dieses Ereignis wirkt sich im wesentlichen nur auf die Vertikalspannungen σ_z in den Punkten 3, 4 und 5 aus. Bei Ausfall eines inneren Vertikalspanngliedes im gleichen Längsschnitt wie die betrachteten Orte ergibt sich überschläg-lich:

$$\underline{\text{Ort 3 :}} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,006$$

$$\underline{\text{Ort 4 :}} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,016$$

$$\underline{\text{Ort 5 :}} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,006$$

Ausfall eines Vertikalspanngliedes in
äußerer Position:

Es ergibt sich entsprechend:

$$\underline{\text{Ort 3 :}} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,013$$

$$\underline{\text{Ort 4 :}} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,035$$

$$\underline{\text{Ort 5 :}} \quad \sigma_z = \sigma_{z0} + 0,013$$

2. Stahl

Das Tragverhalten eines Spannbetonbehälters hängt im wesentlichen vom Spannstahl ab, so daß hier der Betonstahl als schlaffe Bewehrung vernachlässigt werden kann. Es wird dabei natürlich vorausgesetzt, daß schlaffe Bewehrung ausreichend und in geeigneter Weise vorhanden ist, um klaffende Risse zu vermeiden, da es sich ja um eine Vorspannung ohne Verbund handelt.

Unter allen angegebenen Drücken und Temperaturen werden die zul. Spannungen im Spannstahl von ca. 1090 N/mm^2 nicht überschritten. Die möglichen Spannungsschwankungen infolge Innendruck und Temperatur liegen in der Größenordnung von 65 N/mm^2 .

Da es sich wegen der seltenen Lastwechsel um keine dynamischen Belastungen handelt, erscheint der Einfluß von Schwankungen von betrieblichen Belastungen auf die Spannstahlspannungen für die Risikobetrachtungen als uninteressant.

Der Ausfall eines vertikalen Spanngliedes beeinflußt wegen der Vielzahl der Spannglieder die Spannstahlspannungen nur in sehr geringem Maße (Größenordnung etwa 2,5 o/oo bei Innendruck und Temperatur).

Für den kompletten Ausfall eines Ringspanngliedes ergeben sich die ungünstigsten Verhältnisse für den Ausfall des obersten Spanngliedes der Deckenplatte. Hier würden sich die Spannstahlspannungen im benachbarten Spannglied unter Innendruck- und Temperaturbelastung um etwa 6,3 % erhöhen. Unter Eigengewicht und Vorspannung allein ist praktisch kein Einfluß des Ausfalls eines kompletten Spanngliedes auf die Nachbarspannglieder vorhanden.

3.7 Fehlerquellen

Infolge Modell- und Berechnungsungenauigkeiten sind Fehlerquellen nicht auszuschließen. Daher sind die in Kap. 3.6 angegebenen Spannungen nur in gewissen Schwankungsbreiten zu sehen. Für die Lastspannungszustände (EL, V, p) zu Beginn des Betriebes kann diese mit ca. $\pm 5\%$ der ermittelten Spannungen und für die Eigenspannungszustände (T) und Zustände nach langjährigem Betrieb mit ca. $\pm 15\%$ angesetzt werden. Diese Schwankungsbreiten gelten naturgemäß nicht für solche Komponenten eines Spannungszustandes, welche sich direkt aus den Randbedingungen ergeben (z. B. Innendruck).

Die oben angeführten Fehlergrenzen sind als konservative Werte anzusehen.

4. Einfluß von druckbeaufschlagten Rissen

4.1 Vorbemerkungen

Im Gegensatz zum Stahl kann Beton nicht gleichzeitig tragende und gasdichtende Funktionen übernehmen. Aus diesem Grunde erhält ein Spannbetonbehälter auf den Innenflächen eine Stahlauskleidung als Gasdichtung. Dieser Liner wird bei der Fertigung umfangreichen und genauen Prüfungen unterworfen, so daß von der Ausführung her Fehlstellen, die zu Leckagen führen könnten, auszuschließen wären. Außerdem wird der Liner bis auf wenige Bereiche stets auf Druck beansprucht (er paßt sich den Verformungen des SBB an, als dünne Membran wird er selbst nicht beim Nachweis der Standsicherheit des Behälters berücksichtigt). Diese Druckbeanspruchungen schließen wiederum ein Aufreißen des Liners, ausgehend von evtl. doch vorhandenen Fehlstellen, aus.

Trotz dieser mit hoher Wahrscheinlichkeit erreichbaren Dichtigkeit des Liners werden bei der Auslegung des SBB Linerleckagen unterstellt. Wegen der Dickwandigkeit der Behälterkonstruktion würde nämlich ein Druckaufbau im Beton durch Leckstellen im Liner zu einer wesentlichen Vergrößerung der aufzunehmenden Kräfte führen können.

Der Beton ist zwar nicht gasdicht, auf der anderen Seite aber nicht durchlässig genug, um einen Druckaufbau zu verhindern. Aus diesem Grunde wird inzwischen international eine Behälterauslegung für druckbeaufschlagte Risse (pressurized crack) durchgeführt, welche in den USA und in der BRD die in Abschnitt 4.2 beschriebene hypothetische Lasten zu berücksichtigen hat.

Falls man eine Leckage unterstellt, wäre die Annahme realistischer, daß sich nur in gewissen Behälterbereichen ein Druckaufbau einstellen würde. Dies würde in Bereichen mit Rißbildungen im Beton wiederum wahrscheinlicher sein als im homogenen Werkstoff. Aus diesem Grunde wurde für den HTR-Behälter zusätzlich der Nachweis gefordert, daß sich unter der Voraussetzung eines Druckaufbaues in Rißbereichen des SBB die Rißbildung stabilisiert.

Da genauere Angaben für den Einfluß druckbeaufschlagter Risse z. Z. noch nicht möglich sind, werden im folgenden diese beiden angenommenen Fälle, die sicherlich ungünstige Grenzen für hypothetische und mehr realistische Fälle darstellen, behandelt.

Als Druck ist dabei der maximal mögliche, d. h. der Prüfdruck anzusetzen.

4.2 Auslegung des HTR-Spannbetonbehälters für druckbeaufschlagte Risse (pressurized crack)

Beim Nachweis des pressurized crack werden durch den gesamten Behälter verlaufende Rißflächen in ungünstigster Position angenommen. Es sind dabei sowohl horizontale als auch radiale Rißflächen zu untersuchen. Dabei wird angenommen, daß der größte mögliche Innendruck für alle Kavernen in den vorgegebenen Rissen ansteht. Die Druckverteilung in den Rißflächen sieht wie folgt aus: gleicher Druck (MCP) bis zum Außenrand der Dampferzeugerkavernen und jeweils bis zur halben Höhe der Abschlußplatten, von diesen Punkten an linear abfallender Druck bis zu den Außenflächen des Behälters auf Atmosphärendruck (siehe Bild 3). Diese Belastungsannahmen entsprechen denen in den USA.

Für diese als hypothetisch anzusehenden Lasten wurde an vereinfachten Berechnungsmodellen nachgewiesen, daß diese durch die Vorspannung und schlaaffe Bewehrung aufgenommen werden können. Das positiv anzusehende Mitwirken des Liners wurde nicht berücksichtigt. Dabei ergeben sich ohne Berücksichtigung der schlaffen Bewehrung maximale Spannstahlspannungen von 1480 N/mm^2 (vertikal) und 1105 N/mm^2 (horizontal). Die schlaaffe Bewehrung befindet sich global gesehen im elastischen Bereich. In Rißbereichen mit größeren Rißweiten wird diese natürlich über die Streckgrenze beansprucht sein. Wegen der unterstellten Rißbildung im

Beton sind Temperaturbelastungen für diesen Nachweis uninteressant, Schwankungen des Innendrucks, ausgehend vom max. Kavernendruck, würden sich im Spannstahl wie folgt auswirken:

Vertikale Vorspannung

$$\sigma = 1480 \pm 277 \cdot \Delta p_i \quad \text{N/mm}^2$$

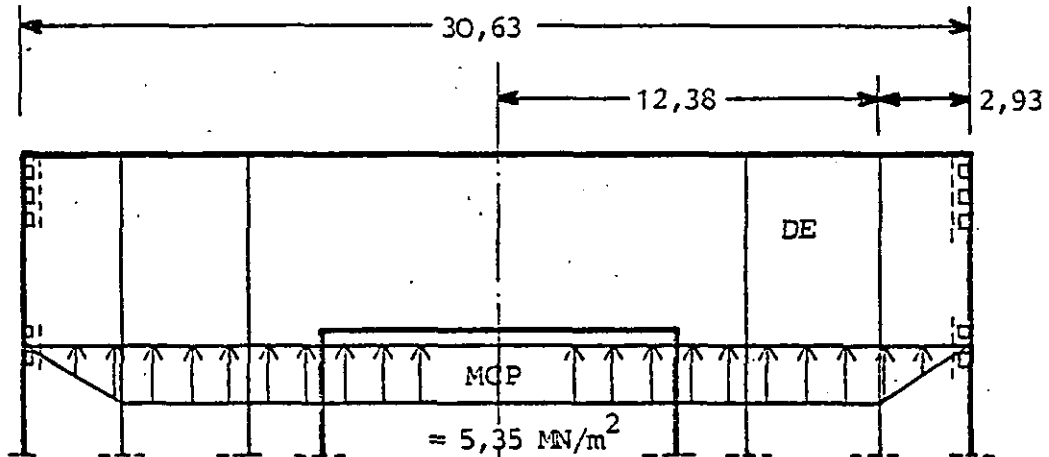
Horizontale Vorspannung

$$\sigma = 1105 \pm 207 \cdot \Delta p_i \quad \text{N/mm}^2$$

Eine Kombination Ausfall eines Spanngliedes mit diesem hypothetischen Fall erscheint zu unwahrscheinlich, so daß dieser Fall nicht weiter untersucht wird.

Für die Betonspannungen ist dieser hypothetische Nachweis im vorliegenden Falle uninteressant.

horizontale
Rißfläche



vertikale,
radiale
Rißfläche

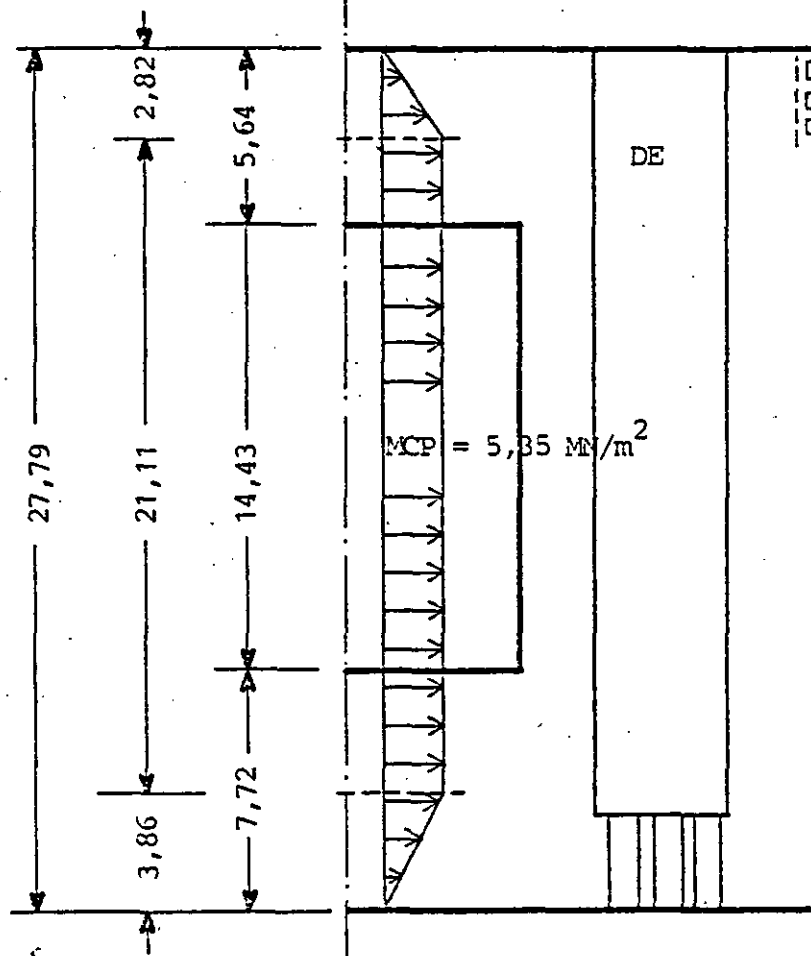


Bild 3:

Belastungsannahmen beim Lastfall druckbeaufschlagte Risse

4.3 Einfluß von druckbeaufschlagten Rissen in Beton-Rißbereichen

In Störungszonen ist nicht auszuschließen, daß sich in diesen feine Betonrisse aus Tragwirkung im Zustand II bilden. Etwaig vorhandene Undichtigkeiten im Liner des SBB könnten dazu führen, daß diese Risse eine Druckbeaufschlagung infolge des Primärkühlmittels erfahren. Aus dieser Druckbeaufschlagung der Risse könnte eine Rißweiterung resultieren, die so lange fortschreitet, bis ein Gleichgewichtszustand erreicht ist.

Im Gebrauchszustand liegen in der oberen Voute, diese ist als ungünstigste Störstelle zu betrachten, die maximalen Zugspannungen unterhalb der Betonzugfestigkeit. Der Zugkeil ragt ca. 50 cm in den Behälter hinein. Auch das Schwinden spielt sich im wesentlichen nur in den Außenbereichen der Wandungen ab, so daß für die Gebrauchszustände an der Behälterinnenseite mit einer maximalen Rißtiefe von ca. 50 - 60 cm zu rechnen ist. Eine realistische Gefahr von Spaltrissen besteht beim SBB nicht, da diese durch die Größe der Vorspannung und durch geeignete Maßnahmen beim Betonieren sowie durch die Wahl der Zuschlagstoffe vermieden werden können.

Unter der Voraussetzung, daß sich die Rißbildung im Beton unter Druckbeaufschlagung in den Rissen stabilisiert, d. h. die vorausgesetzten Verhältnisse des HTR-Behälters vorliegen, steigen die Spannungen im Spannstahl bei den ungünstigsten Spanngliedern wie folgt:

Vertikalspannungen

$$\sigma = \sigma_0 + 0,52 p$$
$$\approx 1010 \text{ N/mm}^2$$

Horizontalspannungen

$$\sigma = \sigma_0 + 0,85 p$$
$$\approx 1130 \text{ N/mm}^2$$

Die Abhängigkeit von Druck- und Temperaturschwankungen wird hier nicht behandelt, da dieser Fall zwischen der Annahme des hypothetischen Falles von Abschnitt 4.2 und dem Fall ohne Gasdruck in den Wandungen liegt. Außerdem hat in dem betrachteten Schnitt eine Temperaturerhöhung die Tendenz der Verkleinerung von Rissen.

5. Baustoffe

Die für eine Sicherheitsbetrachtung maßgebenden Baustoffe eines SBB sind der Spannstahl und der Beton. Hingegen hat hier die schlaffe Bewehrung nur eine rißverteilende, weniger eine tragende Funktion. Der Liner wird hier nicht behandelt. In Abschnitt 3.1 wurde bereits auf das Fehlen näherer Angaben zum Material in der AIPA-Studie hingewiesen. Vom Bau des THTR-Spannbetonbehälters liegen nun gewisse Erfahrungen vor, ebenso von den Planungen für den HTR-Behälter, die im folgenden für die weitere Bearbeitung zusammengestellt sind:

Der Spannstahl für Reaktordruckbehälter wird vollständig, d.h. 100 % zerstörungsfrei geprüft, so daß Spannstahlfehler aus der Fertigung ausgeschlossen sind. Bei der Bearbeitung sind jedoch mechanische Beschädigungen nicht auszuschließen, die zu einer Herabsetzung der Qualität führen könnten. Die Wahrscheinlichkeit einer solchen Beeinträchtigung dürfte nach Angaben des Spannstahlherstellers in der Größenordnung von 10^{-3} bis 10^{-4} liegen.

In einem vertikalen Spannglied eines solchen Behälters sind mehr als 150 Einzeldrähte St 145/160, \varnothing 7 mm, enthalten. Der Ausfall eines einzelnen Drahtes in einem Spannglied hat weder einen merklichen Einfluß auf die Spannungen in den übrigen Drähten noch auf den Spannungszustand und die Sicherheit des Behälters. In Umfangsrichtung erfolgte die

Vorspannung beim THTR mit ähnlichen Einzelspanngliedern wie in Vertikalrichtung. Bei fortgeschritteneren Behältern, wie dem des HTR oder der AIPA-Studie werden heute Wickelverfahren vorgesehen, d.h. Spannstahl-Litzen werden lagenweise in vorbereitete Kanäle gewickelt. Dabei wird jede einzelne Lage anfangs- und endverankert, so daß beim Bruch einer einzelnen Litze, die wiederum beim HTR einen Durchmesser von 12,7 mm aufweist und aus 7 Einzeldrähten St 170/190 bestehen soll, nicht das gesamte Ringspannbündel ausfallen würde. Im ungünstigsten Falle, dies wäre beim Bruch einer Litze in der äußersten Wicklung, könnte nur ein Spannstahl- und damit -kraftverlust entstehen, der einer einzigen Wickelage eines Spannkanales entsprechen würde. Bei einem Bruch in darunterliegenden Lagen würde der Ausfall der ganzen Lage durch die Reibung, die durch Querpressung infolge der äußeren Wicklungen vorhanden ist, vermieden. Bei im Mittel 14 Lagen in einem Ringspannbündel würde der Bruch einer Litze damit maximal zu einer Querschnittsschwächung von ca. 7 % bezogen auf dieses Bündel führen können. Ungünstig wurde in den Angaben von Abschnitt 3.6 der Einfluß des Ausfalles eines Vertikalspanngliedes und der eines kompletten Ringspannbündels in ungünstigster Lage angegeben. Der Bruch eines Ringspannbündels, das beim HTR-Behälter eine mittlere Spannkraft von 9,962 MN aufweist (bei ca. 14 Lagen) würde wegen der lagenweisen Zwischenverankerungen dem Bruch von ca. 16 vertikalen Einzelspanngliedern entsprechen. Wie aus den

Angaben von Abschnitt 3.2 hervorgeht, ist dies ohne wesentlichen Einfluß.

Für den Beton liegen vom THTR-Behälter gewisse Kenntnisse über die Häufigkeitsverteilung bei den Betonprüfungen vor. Diese sind in der Tabelle 1 zusammengestellt. Die Häufigkeitsverteilung wurde aus den Untersuchungen, die im Rahmen der Fremdüberwachung durchgeführt werden, ermittelt. Da für Spannbetonbehälter wegen der sehr späten Belastung des Betons, größere Druckspannungen treten erst beim Vorspannen mehrere Monate nach dem Betonieren auf, meist von der Nacherhärtung Kredit genommen wird und außerdem die mehraxiale Festigkeit herangezogen wird, wurden die Sicherheiten beim THTR-Behälter auf die Prismenfestigkeit bezogen ebenso die Prüfungen. Die in der Berechnung vorausgesetzte Festigkeit betrug

$$B_{C90S} = 46 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{entsprechend ca. } B_{C28S} = 42 \text{ N/mm}^2$$

Tabelle 1: Auswertung der THTR
Betonprüfungen (Fremdüberwachung)

Festigkeits- klassen in N/mm ² f _{BC28S}	Häufigkeitsdiagramm Anzahl der Werte je Klasse (Häufigkeit)																Häufigkeit	Summen- häufigkeit
36,1 - 38	x																1	1
38,1 - 40																	0	1
40,1 - 42	x	x															2	3
42,1 - 44																	0	3
44,1 - 46																	0	3
46,1 - 48	x																1	4
48,1 - 50																	0	4
50,1 - 52	x	x	x	x													4	8
52,1 - 54	x	x	x	x	x	x											6	14
54,1 - 56	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x							10	24
56,1 - 58	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	18	42
58,1 - 60	x	x	x	x													4	46
60,1 - 62	x	x	x	x	x	x	x										7	53
62,1 - 64	x	x	x	x	x												5	58
64,1 - 66	x	x	x														3	61
66,1 - 68																	0	61
68,1 - 70	x																1	62
70,1 - 72																		
72,1 - 74																		
74,1 - 76																		

(Es handelt sich um Einzelproben, nicht um gemittelte Werte!)

Nennfestigkeit: $f_{C90N} = 42,0 \text{ N/mm}^2$

Serienfestigkeit: $f_{C90S} \geq 46,0 \text{ N/mm}^2$

nachgewiesen durch

Serienfestigkeit: $f_{C28S} \geq 42,0 \text{ N/mm}^2$

6. Schlußbemerkungen

Die in der AIPA-Studie durchgeführten Untersuchungen gehen auf den Spannbeton-Reaktor-druckbehälter nur in geringem Umfang ein. Dabei sind nur schnelle und langsame Druckentlastung, Erdbeben und Behälterversagen behandelt. Für das Behälterversagen wurde nur das Versagen eines Behälterabschlusses unterstellt.

Diese vier Fälle stellen nur eine Auswahl der für eine Sicherheitsbetrachtung des Spannbetonbehälters erforderlichen Untersuchungen dar. Es ist nicht zu erwarten, daß sich die positiven Aussagen der AIPA-Studie durch Betrachtung anderer denkbarer Fälle der Funktionsbeeinträchtigung oder des Versagens des Behälters ändern, jedoch sollten den hohen Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke durch eine vollständige Untersuchung der Versagenswahrscheinlichkeit entsprochen werden. Die Angaben in den Abschnitten 3 - 5 der vorliegenden Stellungnahme über maßgebende Beanspruchungen in einem Spannbeton-Reaktordruckbehälter und über die Baustoffe Spannstahl und Beton stellen erste Grundlagen für solche weitergehenden Studien dar.

Bochum, Juni 1977

KERN-G 86

Schnellenbach Stangerberg

7. Verzeichnis der Unterlagen

Folgende Abschnitte des "HTGR Accident Initiation and Progression Analysis Status Report" (AIPA-Studie) lagen dieser Stellungnahme zugrunde:

Band I

Band III, Seiten 2 - 1 bis 2 - 6,
Seiten 2 -11 bis 2 -16,
Seiten 4 -20 bis 4 -26,
Seiten 4-144 bis 4-155,

Band IV, Seiten 4 -31 bis 4 -39,
Seite 4 -50,
Seiten 4 -55 bis 4 -70,
Seite A2 - 31,
Seiten A2 - 33 bis A2 - 35,
Seiten A3 - 1 bis A3 - 64,

Band VI, Seiten 4 - 45 bis 4 - 48

Band VIII, Comment 11,
Comment B-5,
Comment B-6,
Comment C-3.

Im übrigen wurden auch Unterlagen zum HTR-Projekt herangezogen.